

SEBASTIÃO LAURO NAU

**ANÁLISE DA INFLUÊNCIA DA EXCENTRICIDADE
DO ROTOR SOBRE O RUÍDO ACÚSTICO DE
ORIGEM MAGNÉTICA GERADO POR MOTORES
DE INDUÇÃO TRIFÁSICOS**

**FLORIANÓPOLIS
2007**

UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA

**PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO
EM ENGENHARIA ELÉTRICA**

**ANÁLISE DA INFLUÊNCIA DA EXCENTRICIDADE
DO ROTOR SOBRE O RUÍDO ACÚSTICO DE
ORIGEM MAGNÉTICA GERADO POR MOTORES
DE INDUÇÃO TRIFÁSICOS**

Tese submetida à
Universidade Federal de Santa Catarina
como parte dos requisitos para a
obtenção do grau de Doutor em Engenharia Elétrica.

SEBASTIÃO LAURO NAU

Florianópolis, Junho de 2007

ANÁLISE DA INFLUÊNCIA DA EXCENRICIDADE DO ROTOR SOBRE O RUÍDO ACÚSTICO DE ORIGEM MAGNÉTICA GERADO POR MOTORES DE INDUÇÃO TRIFÁSICOS

Sebastião Lauro Nau

‘Esta Tese foi julgada adequada para a obtenção do grau de Doutor em Engenharia Elétrica, Área de Concentração em Concepção e Análise de Dispositivos Eletromagnéticos, e aprovada pela banca examinadora do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da Universidade Federal de Santa Catarina.’

Prof. Nelson Sadowski, Dr.
Orientador

Prof. Renato Carlson, Dr.
Co-orientador

Prof^a Katia Campos de Almeida, Ph.D.
Coordenadora do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica

Banca Examinadora:

Prof. Nelson Sadowski, Dr.
Presidente

Prof. Renato Carlson, Dr.

Prof. Ivan Eduardo Chabu, Dr.

Prof. Braz de Jesus Cardoso Filho, Ph.D.

Prof. João Pedro Assumpção Bastos, Dr.

Prof. Mauricio Valencia Ferreira da Luz, Dr.

"O saber não ocupa lugar", ditado popular dito a mim carinhosamente por Lauro José Nau, meu pai, quando entrei na 1ª Série do Ensino Fundamental.

Dedico carinhosamente esta tese

Às mulheres da minha vida:

Rosmeri, minha esposa.
Angélica, Aline e Caroline, minhas filhas.

Aos meus pais:

Lauro José Nau (in memoriam)
Filomena Luciana Nau

AGRADECIMENTOS

Ao meu orientador, professor Nelson Sadowski, e ao meu co-orientador, professor Renato Carlson, pela confiança no meu trabalho e apoio ao longo dos estudos.

Ao professor Mauricio Valencia Ferreira da Luz, pela amizade e estímulo.

Aos professores Ivan Eduardo Chabu e João Pedro Assumpção Bastos, pelas sugestões de aperfeiçoamento da tese.

À WEG, pela fabricação do protótipo, apoio na realização das experiências e por incentivar a capacitação de seus engenheiros.

Aos colegas professores, coordenadores e direção do Centro Universitário de Jaraguá do Sul – UNERJ, pelo incentivo.

Aos amigos Fredemar Rüncos, Ênio Padilha e Mauro Faccioni, pelo incentivo e torcida.

Aos colegas engenheiros do departamento de P&D do Produto da WEG Motores: Marcelo Verardi, pelo projeto do dispositivo de variação da excentricidade; Rafael Beck, Briam Cavalca Bork e Hideraldo Luiz Vasconcelos dos Santos pela realização de inúmeros testes, experiências e discussão técnica, bem como pela co-autoria em diversos artigos técnicos.

À minha mãe Filomena, a quem nunca conseguirei retribuir toda preocupação e zelo.

Ao meu pai Lauro (in memoriam), sempre vivo em meu pensamento.

À minha esposa Rosmeri e às minhas filhas Angélica, Aline e Caroline, razões do meu esforço, pelo amor, compreensão e estímulo.

Resumo da Tese apresentada à UFSC como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de doutor em Engenharia Elétrica.

ANÁLISE DA INFLUÊNCIA DA EXCENTRICIDADE DO ROTOR SOBRE O RUÍDO ACÚSTICO DE ORIGEM MAGNÉTICA GERADO POR MOTORES DE INDUÇÃO TRIFÁSICOS

Sebastião Lauro Nau

Junho/2007

Orientador: Prof. Nelson Sadowski, Dr.

Co-orientador: Prof. Renato Carlson, Dr.

Área de Concentração: Concepção e Análise de Dispositivos Eletromagnéticos

Palavras-chave: excentricidade, ruído magnético, ruído acústico, motor de indução, harmônicas, forças, torques síncronos.

Número de Páginas: 113

RESUMO: Esta tese apresenta uma análise teórica e experimental sobre as causas do aumento do ruído acústico de origem magnética em motores de indução trifásicos devido à excentricidade. São apresentados os fundamentos teóricos e conceituais referentes à geração do ruído acústico de origem magnética em máquinas elétricas e a metodologia para determinar as diversas harmônicas de indução presentes no entreferro de motores de indução trifásicos a partir das ondas de permeância e de força magnetomotriz. Através do tensor de Maxwell, são determinadas as ondas de força que atuam no entreferro devido à excentricidade, com ênfase no cálculo do modo de excitação e da frequência de cada onda. A influência do enrolamento e da carcaça nas frequências naturais de vibração do pacote de chapas do estator é considerada. Mostra-se que o aumento do ruído acústico de origem magnética devido à excentricidade é devido à geração de modos de excitação de baixa ordem, principalmente o modo dois. Isto acontece porque, para grandes excentricidades, não se pode desprezar a segunda harmônica de permeância de excentricidade. É analisada também a influência da excentricidade não uniforme ao longo do comprimento axial do rotor no ruído acústico e na vibração de origem magnética. A influência da excentricidade sobre a geração dos torques síncronos é analisada teoricamente. É apresentado um motor especialmente projetado e construído, incorporando um dispositivo que permite a variação da excentricidade independentemente nos dois mancais. A tese apresenta diversos aspectos de originalidade sobre o referido tema.

Abstract of Thesis presented to UFSC as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Doctor in Electrical Engineering.

ANALYSIS OF THE INFLUENCE OF THE ROTOR ECCENTRICITY ON THE ACOUSTIC MAGNETIC NOISE GENERATED BY THREE-PHASE INDUCTION MOTORS

Sebastião Lauro Nau

June/2007

Advisor: Prof. Nelson Sadowski, Dr.

Co-advisor: Prof. Renato Carlson, Dr.

Area of Concentration: Design and Analysis of Electromagnetic Devices

Keywords: eccentricity, magnetic noise, acoustic noise, induction motor, harmonics, forces, synchronous torque.

Number of Pages: 113

ABSTRACT: This thesis presents a theoretical and experimental analysis on the causes of the increased acoustic magnetic noise in three-phase induction motors due to the eccentricity. A basic theory concerned to the acoustic magnetic noise generation in electrical machines and the methodology to determine the flux density harmonics in the airgap of three-phase induction motors from the interaction between the permeance and magnetomotive force waves are presented. By the Maxwell's stress tensor, the airgap force waves due to the eccentricity are determined, emphasizing the excitation mode and the frequency for each harmonic. The influence of the windings and the frame on the natural frequencies of the stator is considered. It is shown that the increase of acoustic magnetic noise due to the eccentricity is because of the low-order excitation modes generation, mainly the mode two. This occurs because the second eccentricity permeance harmonic cannot be neglected for large eccentricities. An analysis on the influence of the axial non-uniform eccentricity on the acoustic magnetic noise and vibration is presented. The influence of the eccentricity on the synchronous (crawling) torques is theoretically analyzed. An especially designed and manufactured motor is presented, which incorporate a device to vary independently the eccentricity at both bearings. Several original aspects on this subject are presented in this thesis.

SUMÁRIO

1. INTRODUÇÃO	1
1.1 A INFLUÊNCIA DA EXCENTRICIDADE.....	2
1.2 OBJETIVOS.....	3
1.3 CONTRIBUIÇÃO ORIGINAL.....	4
1.4 CONCLUSÕES.....	5
2. RUÍDO ACÚSTICO DE ORIGEM MAGNÉTICA EM MOTORES DE INDUÇÃO TRIFÁSICOS – VISÃO GERAL	6
2.1 INTRODUÇÃO.....	6
2.2 NÍVEL DE PRESSÃO SONORA	8
2.3 NÍVEL DE POTÊNCIA SONORA.....	8
2.4 ESCALAS DOS NÍVEIS SONOROS.....	9
2.5 BANDA DE OITAVA, DE UM TERÇO DE OITAVA E ESPECTRO DE FREQUÊNCIA.....	10
2.6 RUÍDO MAGNÉTICO	11
2.7 ONDAS DE FORÇAS RADIAIS.....	14
2.8 DEFORMAÇÕES	15
2.9 CONCLUSÕES.....	16
3. INFLUÊNCIA DA EXCENTRICIDADE.....	18
3.1 INTRODUÇÃO	18
3.2 ONDAS DE PERMEÂNCIA DEVIDO À EXCENTRICIDADE.....	21
3.3 ONDAS DE INDUÇÃO DEVIDO À EXCENTRICIDADE.....	24
3.4 FORÇA MAGNÉTICA	26
3.5 CONCLUSÕES.....	28
4 HARMÔNICAS DE INDUÇÃO E ONDAS DE FORÇA RADIAL DEVIDO À EXCENTRICIDADE.....	29
4.1 INTRODUÇÃO	29
4.2 FREQUÊNCIAS E PARES DE PÓLOS DAS ONDAS DE INDUÇÃO DEVIDO À EXCENTRICIDADE	29
4.3 FREQUÊNCIAS E MODOS DE EXCITAÇÃO DAS ONDAS DE FORÇA DEVIDO À EXCENTRICIDADE	30
4.4 CONCLUSÕES.....	35
5. A INFLUÊNCIA DA CARCAÇA E DO ENROLAMENTO NAS FREQUÊNCIAS NATURAIS DO ESTATOR DO MOTOR DE INDUÇÃO.....	36
5.1 INTRODUÇÃO.....	36
5.2 FREQUÊNCIAS NATURAIS	37
5.3 ANÁLISE EXPERIMENTAL	38
5.4 RESULTADOS	41
5.5 CONCLUSÕES.....	46
6. INFLUÊNCIA DA EXCENTRICIDADE NO AUMENTO DO RUÍDO MAGNÉTICO E DA VIBRAÇÃO – CAUSA FUNDAMENTAL.....	49
6.1 INTRODUÇÃO.....	49
6.2 A IMPORTÂNCIA DO MODO DE EXCITAÇÃO IGUAL A DOIS.....	50
6.3 FREQUÊNCIAS NATURAIS E MODOS DE VIBRAÇÃO DO MOTOR SOB TESTE.....	55
6.4 VERIFICAÇÃO EXPERIMENTAL.....	56

6.5 RESULTADOS	58
6.6 CONCLUSÕES	65
7. EXCENTRICIDADE NÃO UNIFORME AO LONGO DO COMPRIMENTO AXIAL DO ENTREFERRO	66
7.1 INTRODUÇÃO	66
7.2 TIPOS DE EXCENTRICIDADE NÃO UNIFORME AO LONGO DO COMPRIMENTO AXIAL DO MOTOR	67
7.3 RESULTADOS DOS ENSAIOS DE RUÍDO E VIBRAÇÃO	75
7.4 CONCLUSÕES	80
8. INFLUÊNCIA DA EXCENTRICIDADE SOBRE OS TORQUES SÍNCRONOS..81	
8.1 INTRODUÇÃO	81
8.2 EQUAÇÃO DO TORQUE SÍNCRONO EM FUNÇÃO DAS HARMÔNICAS DE INDUÇÃO	82
8.3 INFLUÊNCIA DA EXCENTRICIDADE SOBRE O TORQUE SÍNCRONO	83
8.3 CONCLUSÕES	86
9. CONSIDERAÇÕES FINAIS	88
9.1 PROPOSTAS PARA FUTUROS TRABALHOS	89
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	90
BIBLIOGRAFIA	94
ANEXO A - DISPOSITIVO PARA VARIAÇÃO DO ENTREFERRO	96
A.1 DESCRIÇÃO DO DISPOSITIVO	96
A.2 DESCRIÇÃO DO ENSAIO	99
ANEXO B – TABELAS DOS MODOS DE EXCITAÇÃO PARA OS MOTORES DE 2, 4, 6 E 8 PÓLOS COM OS NÚMEROS USUAIS DE RANHURA DO ESTATOR E DO ROTOR	100

LISTA DE FIGURAS

- Figura 2.1 – Escalas dos medidores sonoros A, B, C e D.
- Figura 2.2 – Espectro de Frequência do ruído emitido por um motor de indução.
- Figura 2.3 – Esquema de geração do ruído de origem magnética.
- Figura 2.4 – Curvas de Potência de Radiação Relativa - P_{rel} .
- Figura 2.5 – Modos de vibração.
- Figura 3.1 – Acréscimo no ruído magnético em dB(A) em função da excentricidade.
- Figura 3.2 – Variação do entreferro devido à excentricidade.
- Figura 3.3 – Excentricidade - deslocamento do rotor em relação ao estator.
- Figura 3.4 – Amplitudes relativas da densidade de permeância causadas pela excentricidade em função da excentricidade relativa.
- Figura 5.1 – Resposta em frequência do pacote de chapas do estator da carcaça ABNT 160.
- Figura 5.2 – Foto do ensaio: Análise modal com martelo de impacto.
- Figura 5.3 – Foto da tela do computador, mostrando o software de processamento de sinal.
- Figura 5.4 – Modos de vibração obtidos experimentalmente.
- Figura 5.5 – Fator de acoplamento do enrolamento k_{Cul} em função do modo de vibração r .
- Figura 5.6 – Erro percentual entre a frequência natural de vibração calculada e os valores de ensaio.
- Figura 5.7 – Erro percentual entre a frequência natural de vibração calculada corrigida com o fator k_{BH} e os valores de ensaio.
- Figura 6.1 – Desenho do estator e do rotor de um motor de indução.
- Figura 6.2 – Motor com dispositivo para controle da excentricidade em ambos os lados.
- Figura 6.3 – Nível de pressão sonora em função da excentricidade para as frequências de 535, 654 e 773 Hz.
- Figura 6.4 – Vibração em função da excentricidade para as frequências de 535, 654 e 773 Hz.
- Figura 6.5 – Deslocamento em nanômetros do ponto 1 ao 16 da superfície do estator com 0% de excentricidade relativa.
- Figura 6.6 – Deslocamento em nanômetros do ponto 1 ao 16 da superfície do estator com 50% de excentricidade relativa.
- Figura 6.7 – Deslocamento em nanômetros do ponto 1 ao 16 da superfície do estator com 75% de excentricidade relativa.
- Figura 7.1 – Caso geral para excentricidade não uniforme ao longo do comprimento axial do motor.
- Figura 7.2 – Excentricidade constante ao longo do comprimento axial do entreferro.

- Figura 7.3 – Comportamento da primeira harmônica de indução de excentricidade ($k = 1$) ao longo do comprimento axial do entreferro para diversas excentricidades relativas para o caso 1.
- Figura 7.4 – Comportamento da segunda harmônica de indução de excentricidade ($k = 2$) ao longo do comprimento axial do entreferro para diversas excentricidades relativas para o caso 1.
- Figura 7.5 – Excentricidade somente em uma extremidade do rotor.
- Figura 7.6 – Comportamento da primeira harmônica de indução de excentricidade ($k = 1$) ao longo do comprimento axial do entreferro para diversas excentricidades relativas para o caso 2.
- Figura 7.7 – Comportamento da segunda harmônica de indução de excentricidade ($k = 2$) ao longo do comprimento axial do entreferro para diversas excentricidades relativas para o caso 2.
- Figura 7.8 – Excentricidade de mesmo valor, mas oposta em cada extremidade do rotor.
- Figura 7.9 – Comportamento da primeira harmônica de indução de excentricidade ($k = 1$) ao longo do comprimento axial do entreferro para diversas excentricidades relativas para o caso 3.
- Figura 7.10 – Comportamento da segunda harmônica de indução de excentricidade ($k = 2$) ao longo do comprimento axial do entreferro para diversas excentricidades relativas para o caso 3.
- Figura 7.11 – Excentricidade máxima em uma extremidade do rotor.
- Figura 7.12 – Comportamento da primeira harmônica de indução de excentricidade ($k = 1$) ao longo do comprimento axial do entreferro para diversas excentricidades relativas para o caso 4.
- Figura 7.13 – Comportamento da segunda harmônica de indução de excentricidade ($k = 2$) ao longo do comprimento axial do entreferro para diversas excentricidades relativas para o caso 4.
- Figura 7.14 – Nível de Pressão Sonora versus excentricidade para o caso 1.
- Figura 7.15 – Velocidade de vibração versus excentricidade para o caso 1.
- Figura 7.16 – Nível de Pressão Sonora versus excentricidade para o caso 4.
- Figura 7.17 – Velocidade de vibração versus excentricidade para o caso 4.
- Figura A.1 – Motor especial com controle individual da excentricidade nas tampas traseira e dianteira.
- Figura A.2 – Mecanismo para deslocamento individual dos rolamentos.
- Figura A.3 – Vista frontal do dispositivo.
- Figura A.4 – Detalhe da fixação do relógio comparador.

LISTA DE TABELAS

TABELA 1.1 – Influência da excentricidade sobre o ruído acústico de origem magnética para o motor de 1 cv, 8 pólos, carcaça ABNT 90L, 36 ranhuras no estator e 44 no rotor.

TABELA 4.1 – Número de ranhuras usuais do estator (N1) e do rotor (N2) para os motores de indução trifásicos - carcaça ABNT.

TABELA 5.1 – Frequências Naturais dos estatores dos motores das carcaças ABNT 80, 160 e 225.

TABELA 5.2 – Valores utilizados para considerar a carcaça no cálculo das frequências naturais.

TABELA 5.3 – Frequências Naturais – Resultados de cálculo.

TABELA 6.1 – Deformação relativa da coroa do estator (y_r/y_{r0}) em função da relação altura da coroa/raio médio da coroa (h_{cl}/R_{cm1}) para diversos modos de vibração, tendo como referência a deformação para o modo de vibração $r = 0$.

TABELA 6.2 – Altura da coroa do estator h_{cl} em relação ao raio médio da coroa R_{cm1} .

TABELA 6.3 – Modos de excitação e frequências do ruído acústico de origem magnética devido à excentricidade (motor de 1 cv, 8 pólos, 380 V, 60 Hz, 36 ranhuras no estator e 44 no rotor).

TABELA 6.4 – Principais modos de vibração e frequências devido à excentricidade para o motor sob teste.

TABELA 6.5 – Equipamentos e Softwares usados no ensaio.

TABELA 6.6 – Deformação do estator em 535 Hz através da análise ODS.

TABELA 6.7 – Deformação do estator em 654 Hz através da análise ODS.

TABELA 6.8 – Deformação do estator em 773 Hz através da análise ODS.

SIMBOLOGIA

Símbolo	Denominação	Unidade
$a(x,t)$	Onda de densidade linear de corrente	[A/m]
A_1	Amplitude da onda fundamental de densidade linear de corrente	[A/m]
A_μ	Amplitude da densidade linear de corrente	[A/m]
$b(x,t)$	Onda de indução no entreferro	[T]
$b(x,z,t)$	Onda de indução no entreferro, considerando sua variação ao longo do comprimento axial	[T]
$b_p(x,t)$	Onda de indução fundamental no entreferro	[T]
$b_{p\pm 1}(x,t)$	Onda de indução fundamental devido à excentricidade	[T]
$b_{p\pm k}(x,t)$	Onda de indução harmônica devido à excentricidade	[T]
B_m	Amplitude de uma harmônica de indução do estator de ordem m	[T]
B_n	Amplitude de uma harmônica de indução do estator de ordem n	[T]
B_p	Amplitude da onda de indução fundamental no entreferro	[T]
$B_{p\pm 1}$	Amplitude da onda de indução fundamental devido à excentricidade	[T]
$B_{p\pm k}$	Amplitude das harmônicas de indução devido à excentricidade	[T]
B_{sa}	Harmônicas de indução de saturação amortecidas	[T]
B_v	Amplitude das harmônicas de indução do estator	[T]
B_λ	Amplitude das harmônicas de indução do rotor	[T]
c	Velocidade do som no ar	[m/s]
C	Designação para “Carcaça” do motor	[-]
C_e	Constante de mola eletromagnética	[N/m]
C_{mec}	Constante de mola mecânica do conjunto eixo-rotor	[N/m]
D_{c1}	Diâmetro externo da coroa do estator	[m]
D_{ext}	Diâmetro externo do motor nas aletas	[m]
E	Módulo de elasticidade	[N/m ²]
EB	Designação para “Estator Bobinado”	[-]
EBC	Designação para “Estator Bobinado inserido na Carcaça”	[-]
EG	Designação para “Estator Grampeado”	[-]
EGC	Designação para “Estator Grampeado inserido na Carcaça”	[-]
f	Frequência da rede de alimentação	[Hz]
f_r	Frequência da onda de força ou de deformação	[Hz]

Símbolo	Denominação	Unidade
f_{λ}	Frequência das harmônicas de indução do rotor	[Hz]
f_{nf0}	Frequência natural de flexão do estator para $r = 0$	[Hz]
f_{nf0}'	Frequência natural de flexão do estator para $r = 0$ corrigida	[Hz]
f_{nf}	Frequência natural de flexão do estator para $r \geq 2$	[Hz]
f_{nf}'	Frequência natural de flexão do estator para $r \geq 2$ corrigida	[Hz]
f_{ϵ}	Frequência das harmônicas de indução de excentricidade do estator	[Hz]
$f_{\bullet\epsilon}$	Frequência das harmônicas de indução do rotor devido à excentricidade	[Hz]
F_e	Força constante de origem magnética que atua na direção do menor entreferro	[N]
$F_r(x,t)$	Onda de força magnética radial no entreferro	[N]
F_r	Amplitude da força magnética radial no entreferro	[N]
F_t	Força magnetomotriz total	[A]
g_1	Número inteiro usado para calcular o número de pares de pólos das harmônicas de indução do estator	[-]
g_2	Número inteiro usado para calcular o número de pares de pólos das harmônicas de indução do rotor	[-]
g_{ϵ}	Número inteiro usado para calcular o número de pares de pólos das harmônicas de indução devido à excentricidade	[-]
h_{c1}	Altura da coroa do estator	[m]
i	i-ésimo termo	[-]
i_1	Coefficiente de rigidez da coroa do estator	[-]
i_1'	Coefficiente de rigidez da coroa do estator corrigido	[-]
I	Intensidade acústica	[W/m ²]
I_0	Intensidade acústica de referência	[W/m ²]
I_0	Amplitude da corrente de magnetização do motor	[A]
k	Ordem da harmônica de densidade de permeância	[-]
k_{BH}	Fator empírico para corrigir a frequência natural	[-]
k_c	Fator de Carter	[-]
k_{cu1}	Fator de acoplamento de massa do enrolamento do estator	[-]
k_s	Fator de saturação	[-]
l	Comprimento do pacote de chapas do estator/rotor	[m]

Símbolo	Denominação	Unidade
L_I	Nível de intensidade sonora	[dB(A)]
L_p	Nível de pressão sonora	[dB(A)]
L_r	Nível de pressão sonora na superfície externa do estator	[dB(A)]
L_w	Nível de Potência Sonora	[dB(A)]
m	Massa do conjunto eixo-rotor	[kg]
m	Número de fases do estator	[-]
m_{c1}	Massa da coroa do estator	[kg]
m_{z1}	Massa dos dentes do estator	[kg]
m_{Cu1}	Massa do enrolamento do estator	[kg]
n	Número inteiro qualquer	[-]
n	Denominador da fração de q	[-]
n_{crit}	Primeira rotação crítica do rotor	[rad/s]
N_1	Número de ranhuras do estator	[-]
N_2	Número de ranhuras do rotor	[-]
ODS	Designação para “Operational Deflection Shape”	[-]
p	Número de pares de pólos	[-]
P	Pressão sonora	[N/m ²]
$P(x,t)$	Pressão magnética	[N/m ²]
$P(x,z,t)$	Pressão magnética, considerando sua variação ao longo do comprimento axial	[N/m ²]
$P_{r=1}(x,t)$	Pressão magnética para o modo de excitação igual a um	[N/m ²]
P_r	Valor máximo da pressão magnética	[N/m ²]
P_0	Pressão sonora de referência	[N/m ²]
P_{rel}	Potência de radiação relativa ou eficiência de radiação	[-]
q	Número de ranhuras do estator por pólo e por fase	[-]
r	Modo de vibração (ou de excitação)	[-]
R	Raio do entreferro	[m]
R_{cm1}	Raio médio da coroa do estator	[m]
s	Escorregamento	[-]
t	tempo	[s]
T	torque	[Nm]
x	coordenada espacial	[rad]

Símbolo	Denominação	Unidade
W	Potência sonora	[W]
W_0	Potência sonora de referência	[W]
W_1	Número de espiras em série por fase do enrolamento do estator	[-]
$y_r(x,t)$	Onda de deformação da coroa do estator	[m]
Y_r	Amplitude das harmônicas de deformação da coroa do estator	[m]
y_r	Deformação radial da coroa do estator	[m]
y_{r0}	Deformação radial da coroa do estator para o modo de vibração zero	[m]
z	Coordenada do comprimento axial do rotor	[m]
δ	Valor do entreferro constante	[m]
$\delta(x,t)$	Função que descreve o entreferro variável	[m]
$\delta(x,z,t)$	Função que descreve o entreferro variável, considerando sua variação ao longo do comprimento axial do rotor	[m]
δ_{e1}, δ_{e2}	Entreferro na extremidade axial do rotor devido à excentricidade	[m]
Δ_{m1}	Fator de acréscimo de massa para a torção	[-]
Δm_{carc}	Acréscimo de massa da coroa do estator devido à parte da carcaça sem contato com o estator	[-]
Δm_{c1}	Acréscimo de massa da coroa do estator devido à parte da carcaça em contato com o estator	[-]
Δh_{c1}	Acréscimo na espessura da coroa do estator devido à carcaça	[-]
Δ_{x1}	Fator de acréscimo de massa para a deformação radial	[-]
Δ_{x1}'	Fator de acréscimo de massa para a deformação radial corrigido	[-]
Δ_{x1EG}	Fator de acréscimo devido à massa dos dentes do estator para a deformação radial	[-]
ε	Excentricidade relativa	[-]
$\varepsilon(z)$	Excentricidade relativa, variando ao longo do comprimento axial do rotor	[-]
ε_{el}	Excentricidade relativa elétrica	[-]
ϕ_{int}	Diâmetro interno da carcaça	[m]
γ_{fe}	Massa específica do ferro	[kg/m ³]
η	Fator de ressonância	[-]
ϕ_1	Ângulo de fase da onda fundamental de indução	[rad]

Símbolo	Denominação	Unidade
φ_n	Ângulo de fase de uma harmônica de indução do estator qualquer	[graus]
φ_r	Ângulo de fase das harmônicas de força no entreferro ou de deformação da coroa do estator	[graus]
φ_e	Ângulo de fase da excentricidade relativo ao ponto de menor entreferro	[graus]
φ_μ	Ângulo de fase das harmônicas de densidade linear de corrente	[graus]
φ_v	Ângulo de fase das harmônicas de indução do estator	[graus]
φ_λ	Ângulo de fase das harmônicas de densidade de permeância do entreferro	[graus]
λ	Pares de pólos das harmônicas de densidade de permeância do entreferro	[-]
λ	Pares de pólos das harmônicas de indução do rotor	[-]
λ_e	Pares de pólos das harmônicas de indução do rotor devido à excentricidade	[-]
Λ	Harmônica de permeância específica (densidade de permeância)	[T/A]
$\Lambda(x,t)$	Onda de permeância específica do entreferro	[T/A]
Λ_0	Amplitude da permeância específica constante do entreferro	[T/A]
Λ_{0g}	Média geométrica entre a mínima e a máxima permeância específica	[T/A]
$\Lambda_1(x,t)$	Onda fundamental de permeância específica	[T/A]
Λ_1	Amplitude da onda fundamental de permeância específica	[T/A]
Λ_k	Amplitude da harmônica de permeância específica	[T/A]
μ	Pares de pólos das harmônicas de densidade linear de corrente	[-]
μ_0	Permeabilidade magnética do ar	[H/m]
v	Pares de pólos das harmônicas de indução do estator	[-]
v_m	Pares de pólos de uma harmônica de indução do estator de ordem m	[-]
v_n	Pares de pólos de uma harmônica de indução do estator de ordem n	[-]
v_N	Pares de pólos das harmônicas de indução de ranhuras do estator	[-]
v_w	Pares de pólos das harmônicas de indução do enrolamento do estator	[-]
v_e	Pares de pólos das harmônicas de indução do estator devido à excentricidade	[-]

Símbolo	Denominação	Unidade
ξ_l	Fator de enrolamento para o estator	[-]
τ_t	Densidade tangencial de força	[N/m ²]
ω_l	Frequência angular da onda de indução fundamental	[rad/s]
ω_m	Frequência angular de uma harmônica de indução do estator de ordem m	[rad/s]
ω_n	Frequência angular de uma harmônica de indução do estator de ordem n	[rad/s]
ω_r	Frequência angular das ondas de força no entreferro ou de deformação da coroa do estator	[rad/s]
ω_e	Frequência angular das harmônicas de densidade de permeância devido à excentricidade	[rad/s]
ω_λ	Frequência angular das harmônicas de densidade de permeância do entreferro	[rad/s]
ω_μ	Frequência angular das harmônicas de densidade linear de corrente do estator	[rad/s]
ω_v	Frequência angular das harmônicas de indução do estator	[rad/s]

1. INTRODUÇÃO

Os motores elétricos são fontes potenciais de ruído acústico. Além disso, alguns ruídos emitidos pelos motores elétricos possuem frequências bem definidas (tom puro) e, por isso, são bastante incômodos, mesmo que suas amplitudes não sejam as maiores dentre todas as fontes de ruído presentes. Obviamente, pode-se reduzir o ruído de um motor elétrico enclausurando-o com materiais absorventes de som. Esta solução, no entanto, não é econômica e, além do mais, interfere nas características térmicas e no desempenho do motor. A melhor maneira de se reduzir o ruído gerado por um motor elétrico é ainda na fase de projeto. Para isto, devem-se conhecer todas as causas que o geram, de modo a aperfeiçoar o projeto, tanto elétrico quanto mecânico. Na verdade, esta é a solução que os clientes esperam dos fabricantes de motores elétricos. Assim, o cliente não precisaria arcar com os custos de um enclausuramento, se este fosse possível de ser realizado.

De um modo geral, quatro são os fatores que estão acelerando o desenvolvimento de máquinas elétricas girantes mais silenciosas:

1. Preocupação de toda a sociedade em relação ao ruído ambiental e às condições de trabalho (qualidade de vida), dando origem à Legislação que regulamenta o nível de ruído e o tempo de exposição ao ruído, no local de trabalho, a que uma pessoa está sujeita. Como exemplo, podemos citar a NR-15, Norma Regulamentadora do Ministério do Trabalho que trata das Atividades e Operações Insalubres [1].
2. Exigências cada vez maiores das Entidades Normativas e de Homologação de Produtos quanto ao ruído produzido pelas máquinas elétricas girantes. A terceira edição (de 1997) da norma IEC 60034-9 - “Máquinas Elétricas Girantes – Parte 9: Limites de Ruído” [2], por exemplo, apresenta os níveis máximos de potência sonora em dB(A) em vazio para motores trifásicos de indução de gaiola de velocidade única e um aumento incremental esperado no nível de potência sonora para a condição de carga nominal. Esta norma está em processo de revisão, cuja proposta é de reduzir os atuais níveis de ruído.
3. Exigências dos próprios clientes que, muitas vezes, extrapolam os limites das normas na busca de uma máquina elétrica girante que atenda às suas características específicas.
4. Percepção do cliente de que um motor elétrico mais silencioso tem maior qualidade e maior vida útil.

Existem três grandes fontes de ruído acústico nos motores elétricos: ruído devido à ventilação, ruído de origem mecânica e ruído magnético. A razão de se separar o ruído acústico total de um motor elétrico nessas três categorias é poder avaliar a influência de cada fonte isoladamente, pois elas apresentam percentuais diferentes em relação ao ruído total para motores de polaridades diferentes.

O ruído acústico de origem magnética depende fundamentalmente do projeto eletromagnético do motor. No entanto, as características mecânicas também exercem influência. Entre elas podem ser citadas as dimensões do estator, a prensagem do estator na carcaça, o tipo de impregnação do enrolamento e as tolerâncias de fabricação, principalmente aquelas relacionadas à excentricidade do entreferro. Assim, conhecendo-se os campos eletromagnéticos no entreferro e o comportamento mecânico de sua estrutura, é possível projetar máquinas elétricas com baixo nível de ruído magnético.

1.1 A influência da excentricidade

Dentre as causas do ruído acústico de origem magnética emitido por motores elétricos de indução, o estudo da influência da excentricidade se justifica pela necessidade de se explicar os resultados que ocorrem na prática e que não se assemelham aos valores calculados pela técnica até então conhecida. O caso dos motores trifásicos de 1,0 cv, 8 pólos, carcaça ABNT 90L, 36 ranhuras no estator e 44 no rotor, fabricados segundo dois processos diferentes de usinagem da carcaça para o encaixe das tampas, é representativo. O cálculo do ruído magnético destes motores, através da metodologia atualmente adotada, mostra a pouca influência da excentricidade na geração do ruído, conforme pode ser observado a seguir para diversas excentricidades relativas:

TABELA 1.1 – Influência da excentricidade sobre o ruído acústico de origem magnética para o motor de 1 cv, 8 pólos, carcaça ABNT 90L, 36 ranhuras no estator e 44 no rotor.

Excentricidade	Ruído a ser somado logaritmicamente ao ruído magnético sem excentricidade
10%	6,0 dB(A)
30%	15 dB(A)
50%	20 dB(A)
80%	24 dB(A)

Pode-se observar que a parcela do ruído a ser adicionada logarithmicamente ao ruído do motor sem excentricidade aumenta com o aumento da excentricidade. O ruído global do referido motor é da ordem de 50 dB(A). Como a soma é logarítmica, ela não chega a influenciar o ruído global. No entanto, os resultados de ensaio em trinta destes motores mostraram que o ruído magnético no motor fabricado segundo o processo de usinagem do encaixe acabado na carcaça antes da prensagem do estator, foi em média 6,3 dB(A) maior do que no processo de usinagem do encaixe acabado depois da prensagem do estator. Como a única variável envolvendo os dois processos de fabricação foi a excentricidade, pois o motor era rigorosamente o mesmo, ficou evidenciada a necessidade de se investigar com maior profundidade este assunto. É interessante observar que a grande vantagem do processo de prensar o estator na carcaça depois da usinagem do encaixe acabado é a redução de dois tipos de defeitos: arraste do rotor devido aos cavacos da usinagem (passou de 1100 ppm para 297 ppm) e cabos danificados (passou de 1013 ppm para 563 ppm).

1.2 Objetivos

- Identificar a causa fundamental do aumento do ruído acústico de origem magnética em motores trifásicos de indução com grande excentricidade.
- Avaliar o aparecimento de modos de excitação de baixa ordem para grandes excentricidades, principalmente o modo de excitação igual a dois, o mais crítico na geração do ruído acústico de origem magnética.
- Avaliar a influência da excentricidade não uniforme ao longo do comprimento axial do entreferro no ruído acústico de origem magnética de motores trifásicos de indução.
- Definir valores máximos de excentricidade radial (uniforme e não uniforme) a serem observados nos motores de indução trifásicos para manter o ruído acústico dentro dos limites aceitáveis.
- Determinar a influência da excentricidade (uniforme e não uniforme) sobre o ruído e a vibração de origem magnética através de ensaios em protótipos.
- Determinar teoricamente o aparecimento de torques síncronos devido às excentricidades estática e dinâmica.
- Corrigir as atuais expressões analíticas para o cálculo das frequências naturais do estator, considerando a influência do enrolamento e da carcaça.

Esta tese objetiva responder a algumas questões que foram a motivação necessária para a realização do trabalho. As principais questões são as seguintes:

- Qual é a explicação física para o aumento do ruído acústico de origem magnética devido à excentricidade?
- A excentricidade pode fazer aparecer modos de vibração de baixa ordem, que são os mais significativos para a geração do ruído acústico de origem magnética?
- Como a excentricidade influencia na geração da força magnética desbalanceada (UMP) no entreferro?
- É possível definir limites adequados para a excentricidade entre estator e rotor de modo a evitar o aumento do ruído acústico de origem magnética?
- É importante considerar a excentricidade ao longo do comprimento axial do entreferro no cálculo do ruído acústico de origem magnética?
- A variação da permeância ao longo da circunferência do entreferro devido à excentricidade é suficiente para gerar harmônicas de indução significativas?
- A excentricidade (estática e dinâmica) pode fazer aparecer ou aumentar os torques síncronos?
- Em que rotação podem ocorrer os torques síncronos devido à excentricidade?
- Qual é a influência da carcaça e dos enrolamentos na frequência natural do estator?

Estas questões estão respondidas ao longo desta tese.

1.3 Contribuição Original

Nem sempre é fácil definir o que é uma contribuição original sem antes fazer uma pesquisa completa e leitura atenta de todas as dissertações, teses, livros e artigos publicados sobre o assunto. Contudo, considerando o material pesquisado, as trocas de informações com outros pesquisadores e os trabalhos apresentados em eventos, podem ser considerados originais os seguintes pontos:

- Identificação da causa fundamental do aumento do ruído de origem magnética em motores com grande excentricidade.
- Determinação dos modos de excitação de baixa ordem devido à excentricidade. Para grandes excentricidades, as harmônicas de permeância de ordem dois e três não podem ser desprezadas.

- Avaliação da influência da excentricidade não uniforme ao longo do comprimento axial do entreferro no ruído. A maioria dos artigos apresenta apenas o cálculo da força magnética desbalanceada ou então valores de ruído magnético obtidos a partir de ensaios.
- Determinação das frequências naturais do estator, considerando-se a influência da carcaça e dos enrolamentos.
- Determinação experimental do ruído acústico de origem magnética em um motor trifásico de indução para uma ampla faixa de variação contínua da excentricidade, incluindo a excentricidade ao longo do comprimento axial do entreferro. Para estes ensaios, foi construído um motor especial que pode movimentar radialmente os dois rolamentos de forma independente.
- Determinação da influência da excentricidade sobre os torques síncronos.

1.4 Conclusões

- O ruído acústico gerado por motores de indução é um tema importante para os fabricantes, tanto devido às restrições normativas quanto às exigências dos clientes.
- A excentricidade do rotor faz aumentar o nível do ruído acústico de origem magnética em motores de indução, evidenciado através de ensaios.
- Esta tese se propõe a apresentar as causas fundamentais do aumento do ruído acústico de origem magnética emitido por motores de indução trifásicos devido à excentricidade do rotor.
- As questões a serem respondidas estão apresentadas ao longo do texto desta tese.

2. RUÍDO ACÚSTICO DE ORIGEM MAGNÉTICA EM MOTORES DE INDUÇÃO TRIFÁSICOS – VISÃO GERAL

2.1 Introdução

O motor elétrico de indução foi inventado em 1889 por Michael von Dolivo Dobrowolski, um engenheiro russo que trabalhava para a firma alemã AEG, muito embora nomes como o do italiano Galileo Ferraris, do croata Nicola Tesla e do alemão Friedrich Haselwander sejam também citados pela literatura como os inventores do motor de indução. Naquela época, evidentemente, aspectos relacionados com o projeto e a fabricação, bem como o baixo rendimento do motor, eram as principais preocupações dos engenheiros e pesquisadores. Logo que foi vencida esta etapa, muito antes de o processo de padronização dos motores acontecer, o que só viria a se tornar realidade por volta de 1950, o assunto “*ruído magnético em motores de indução*” começou a ser um tema de interesse dos pesquisadores da época. Segundo BELMANS e HAMEYER [3], já em 1919, Stiel estudou uma máquina de quatro pólos tendo rotores com diferentes números de ranhuras. Ele mostrou que o nível de ruído audível depende do número de ranhuras do rotor. Isto indica que o ruído audível não está relacionado com as vibrações dos dentes. Os dentes meramente agem como um transferidor de força entre o entreferro e a coroa. As vibrações da coroa são a base do ruído sonoro. Embora a magnetostricção na teoria possa influenciar o ruído sonoro de máquinas elétricas girantes, sua contribuição na prática é desprezível [3].

De lá até os nossos dias, muitos pesquisadores analisaram e continuam a analisar profundamente as causas do ruído de origem magnética das máquinas elétricas. O trabalho mais completo, no entanto, e que ainda continua sendo a referência para todos quantos queiram se aventurar nesta área é o livro “*Geräuscharme Elektromotoren*” (Motores Elétricos de Baixo Ruído) – de Heinz Jordan, da Universidade de Hanover – Alemanha, lançado em 1950 [4]. Este livro estabeleceu as bases para o cálculo do ruído sonoro emitido por motores de indução, considerando os aspectos elétricos e mecânicos. O ruído sonoro é um problema eletromecânico combinado, como inicialmente reconhecido por Heinz Jordan [4].

O avanço da informática e o desenvolvimento de microcomputadores cada vez mais velozes deram novo impulso ao cálculo do ruído magnético das máquinas elétricas. Beneficiaram-se tanto os métodos analíticos quanto aqueles baseados em elementos finitos,

estes, aliás, ainda recentes. Segundo BELMANS e HAMEYER [3], o método de elementos finitos tem as seguintes vantagens básicas sobre o método analítico:

- representação precisa da seção transversal do ferro do estator, incluindo os dentes;
- possibilidade de se considerar a estrutura assimétrica do estator devido aos dutos de ar, a espessura não uniforme da coroa do estator, a caixa de ligações, a montagem e outras irregularidades;
- condições de fronteira reais devido à montagem da máquina podem ser levadas em consideração, sendo impossível na técnica de análise clássica que considera o estator como sendo suspenso livremente.

Algumas destas vantagens foram exploradas por NEVES [5] em sua tese de doutorado. No entanto, o método de elementos finitos apresenta desvantagens quando são considerados os tempos investidos na criação dos modelos e no processamento do cálculo. Neste caso, o método analítico ainda é a melhor solução, pois, aliado à experiência do projetista, pode trazer significativos resultados à otimização acústica dos motores de indução em um tempo adequado às necessidades das empresas.

Vários estudos a partir da década de 1960, alguns bem recentes, estabelecem as influências que determinadas características de projeto e da rede de alimentação exercem sobre o comportamento vibratório e acústico do motor, tais como:

Influência da alimentação PWM [3];

Influência da inclinação das ranhuras do rotor (ou do estator) [6-11];

Influência do número de ranhuras do estator e do rotor [12-14];

Influência das tolerâncias de fabricação [15].

Influência da carga [16];

Influência da excentricidade e da saturação [17-34];

No entanto, os trabalhos relativos à excentricidade discutem a influência desta na força magnética desbalanceada, mas não apresentam o comportamento acústico do motor nesta condição.

Antes de se abordar a geração do ruído magnético em máquinas elétricas, é conveniente definir algumas grandezas fundamentais usadas em acústica.

2.2 Nível de Pressão Sonora

O Nível de Pressão Sonora L_p em decibéis [dB], correspondente à pressão sonora P , é definido por:

$$L_p = 10 \log \left(\frac{P}{P_0} \right)^2 = 20 \log \left(\frac{P}{P_0} \right) \quad [\text{dB}] \quad (2.1)$$

onde P_0 é a pressão sonora de referência.

A pressão sonora dos sons no ar é comparada ao valor de referência P_0 de 20 micropascals ($2 \cdot 10^{-5} \text{N/m}^2$). Este valor de referência tem sido adotado por acordo internacional. Ele se aproxima da mínima pressão sonora que é audível pelo ouvido de um adulto jovem normal na faixa de frequência onde o ouvido é mais sensível que é de 1000 Hz a 4000 Hz.

O nível de pressão sonora depende da distância da fonte ao ponto de observação. Se o som é emitido por uma fonte pontual em uma atmosfera homogênea não perturbada, longe de qualquer superfície refletora ou absorvente, o som é irradiado como ondas esféricas. A pressão sonora das ondas esféricas decresce na proporção inversa da distância da fonte. O procedimento usual é medir o nível de pressão sonora a 1 metro de distância do motor.

2.3 Nível de Potência Sonora

A potência sonora de uma fonte é expressa em Watts. No entanto, é conveniente expressar a potência sonora de uma fonte em uma escala logarítmica. Então, é usado o *Nível de Potência Sonora* - L_W , que é dado por:

$$L_W = 10 \log \left(\frac{W}{W_0} \right) \quad [\text{dB}], \quad (2.2)$$

onde W é a potência sonora da fonte em watts e W_0 é a potência de referência em watts. A potência sonora de referência padrão é 1 picowatt (10^{-12}W).

O termo *Nível de Potência Sonora* não deve ser confundido com *Nível de Pressão Sonora*. O primeiro é uma medida da potência acústica irradiada pela fonte; o último depende não apenas da potência da fonte, mas também da distância da fonte e das características acústicas do espaço em volta da fonte. Outro termo também utilizado é o Nível de Intensidade Acústica - L_I , dado por:

$$L_I = 10 \log \left(\frac{I}{I_0} \right) \text{ [dB]}, \quad (2.3)$$

onde I_0 é a intensidade acústica de referência e vale 10^{-12} W/m^2 .

2.4 Escalas dos Níveis Sonoros

O ouvido humano não é igualmente sensível a todas as frequências. Por esta razão, embora o nível de pressão sonora de dois ruídos diferentes possa ser o mesmo, o primeiro pode ser percebido mais alto que o segundo se a potência sonora do primeiro está concentrada em uma região de frequência onde o ouvido é mais sensível. Para obter níveis que mantêm uma relação mais estreita com a percepção da intensidade do som do que o nível de pressão, *filtros de ponderação de frequência* são incorporados aos medidores de níveis de som. Estes filtros alteram a sensibilidade do medidor de nível sonoro em relação à frequência de modo que o instrumento torna-se menos sensível às aquelas frequências onde o ouvido é menos sensível. Para levar em conta tal mudança nas características sensibilidade-frequência, três escalas foram incorporadas nos medidores de nível sonoro. Suas características resposta-frequência estão mostradas na Figura 2.1. Elas estão identificadas como curvas A, B e C. Uma outra escala (D) é incluída em alguns medidores de nível sonoro, mas ela é raramente usada; ela foi projetada para medições de ruído de aeronaves, mas muitos engenheiros acham a escala A mais satisfatória para este propósito.

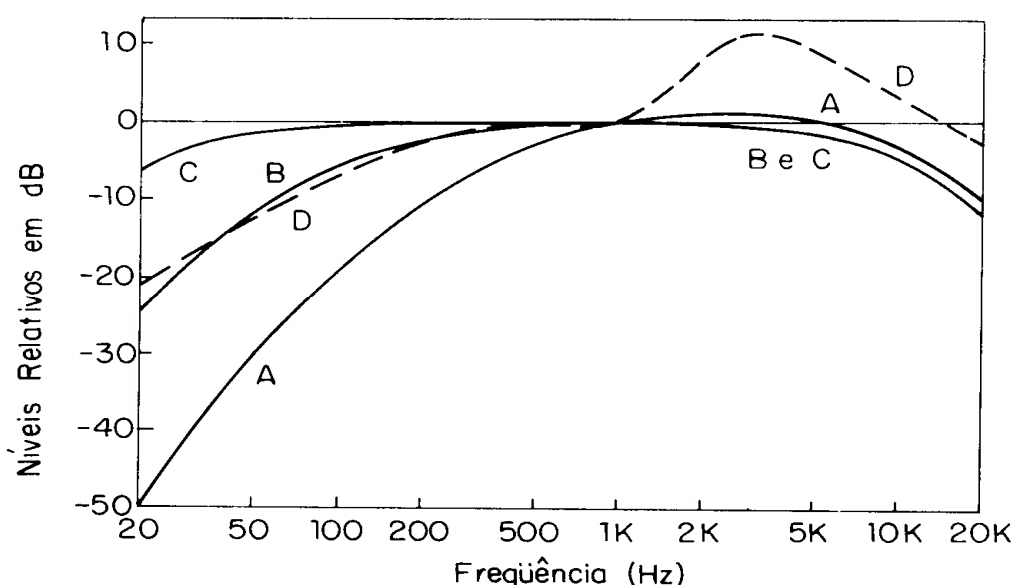


Figura 2.1 – Escalas dos medidores sonoros A, B, C e D.

Níveis sonoros medidos nas escalas A, B e C têm como unidade o decibel (símbolo: dB). Contudo, é comum anexar a letra apropriada, entre parênteses, após o símbolo da unidade para denotar a escala empregada, por exemplo, dB(A). Para medir o ruído emitido por máquinas elétricas, a escala A é a mais utilizada.

2.5 Banda de Oitava, de Um Terço de Oitava e Espectro de Frequência

Uma importante medida do ruído é sua distribuição em frequência. Os instrumentos usados para medir a distribuição do som sobre a faixa de frequência audível são chamados *analisadores de espectro*. O analisador de espectro mais comumente utilizado fornece o espectro em frequências individuais e pode dividir a faixa de frequências audíveis em bandas de largura de uma oitava ou um terço de oitava. Uma oitava é um intervalo de frequência entre dois sons cuja relação entre as frequências é 2, por exemplo, de 250 a 500 Hz. Quando são exigidas informações mais detalhadas do que aquelas fornecidas pela análise de uma oitava, uma análise de um terço de oitava pode ser utilizada. Contudo, para uma determinação mais exata das causas do ruído, é necessária uma análise de espectro de frequência onde cada frequência envolvida é determinada com exatidão. A Figura 2.2 apresenta um exemplo de um espectro de frequência.

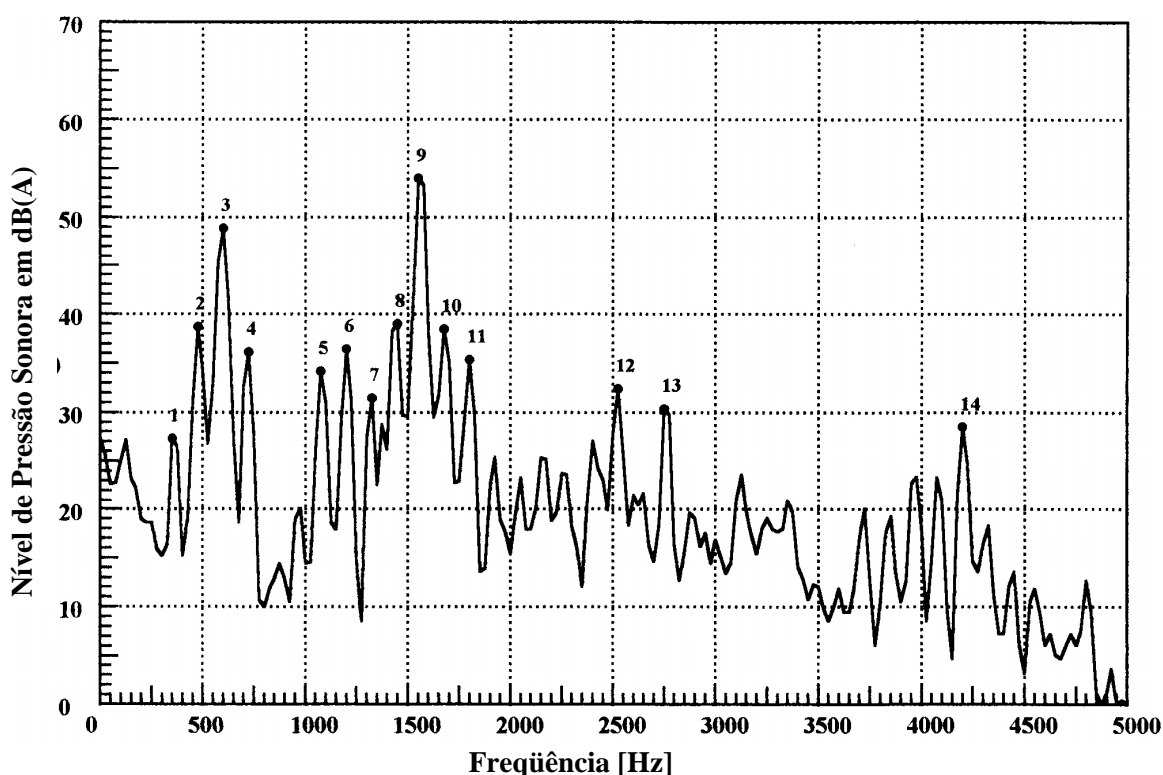


Figura 2.2 – Espectro de Frequência do ruído emitido por um motor de indução.

2.6 Ruído Magnético

O ruído sonoro de origem magnética em máquinas elétricas é gerado através da interação das ondas de indução (fundamental e harmônicas) presentes no entreferro. Estas ondas são variáveis no espaço e no tempo e existem por causa da distribuição do enrolamento e da variação da permeância do entreferro devido às ranhuras do estator e do rotor, saturação e excentricidade. As harmônicas de indução, combinadas entre si de acordo com o tensor de Maxwell, geram ondas de força periódicas no entreferro, que são transmitidas para a coroa do estator, fazendo-a vibrar e excitando o ar em volta, como mostra esquematicamente a Figura 2.3, onde P_{rel} é a Potência de Radiação Relativa ou Eficiência de Radiação da superfície cilíndrica do estator; f_r é a frequência da onda de força e y_r é a deformação da coroa do estator. P_{rel} é uma função do modo de vibração r e do perímetro externo da carcaça do motor (nas aletas) referido ao comprimento de onda da frequência f_r [34], ou seja, $P_{rel} = f(pD_{ext} f_r / c, r)$. Esta função está representada na Figura 2.4. D_{ext} é o diâmetro externo da carcaça nas aletas e c é a velocidade do som no ar.

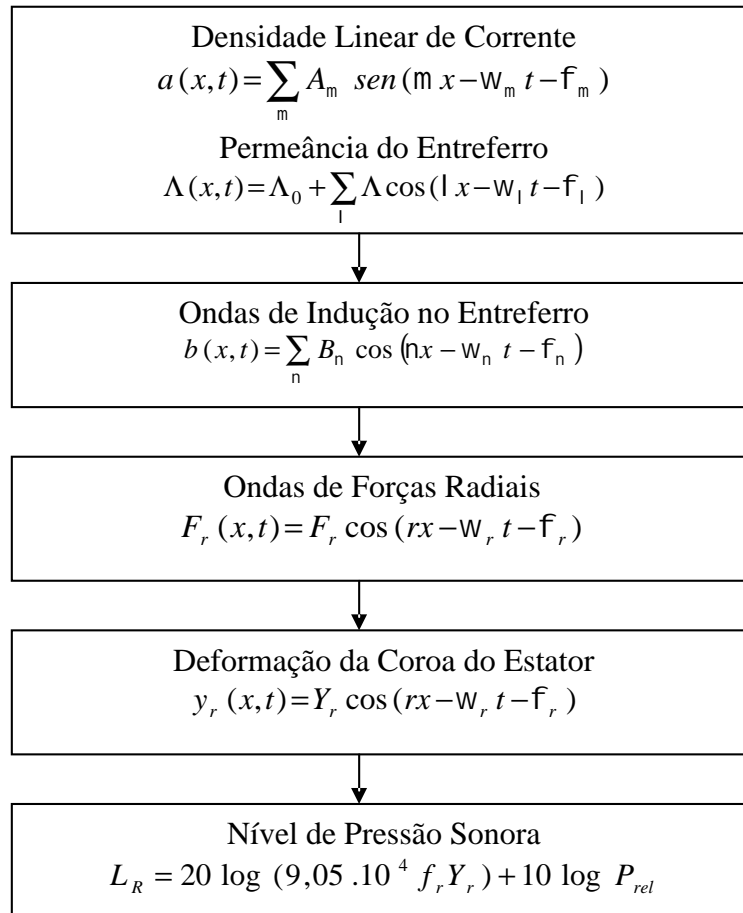


Figura 2.3 – Esquema de geração do ruído de origem magnética.

necessárias para eliminar as influências aleatórias do processo de fabricação do motor. Contudo, a determinação do ruído magnético é exata em relação às frequências envolvidas. Deve-se fazer a distinção entre duas categorias de ruído, no que se refere ao som irradiado:

- ruído transmitido pelo ar;
- ruído transmitido pela estrutura.

O **ruído transmitido pelo ar** é gerado quando a coroa magnetizada do pacote de chapas é excitada a vibrações através das ondas de força radial no entreferro, geradas pelas harmônicas de indução (estas forças atuam em sentido radial) cujas amplitudes se distribuem em forma senoidal ao longo do perímetro do estator. O número de pares de pólos destas ondas senoidais, que determina a forma de vibração do pacote de chapas é idêntico ao número de pares de pólos das ondas de força radial de excitação. As vibrações do pacote de chapas excitam o ar ambiente na mesma frequência de vibração, o que resulta numa irradiação do som através do ar. Estas relações valem tanto para o pacote de chapas do estator como do rotor. Sobre as vibrações do pacote de chapas do rotor e a sua irradiação pode-se dizer que seus efeitos praticamente desaparecem, visto que o estator que envolve o rotor possui certo efeito de amortecimento.

No que se refere à inconveniência com que o ouvido humano percebe o ruído, deve-se observar que um som de mesma potência, mas com frequência maior é percebido como um som mais incômodo. Portanto, é preocupante quando a frequência está situada entre 500 Hz e 5000 Hz. Conseqüentemente, aquelas ondas de indução que causam forças radiais e que excitam o estator nestas frequências devem ser evitadas. É de suma importância também, num dado espectro de ondas de força radial em relação ao nível de ruído, a maneira como o pacote de chapas está acoplado à carcaça e qual o comportamento da vibração natural da própria carcaça.

O **ruído transmitido pela estrutura** surge, por um lado, porque existem ondas de forças radiais no entreferro, distribuídas ao longo do perímetro do estator, cuja resultante é diferente de zero, ou seja, existe uma força de vibração girante resultante atuando em um dado sentido. Isto ocorre quando o modo circunferencial da força é igual a um, conforme pode ser observado na Figura 2.5. Por outro lado, o ruído transmitido pela estrutura surge também porque existem na máquina, harmônicas de indução do estator e do rotor de mesmo número de pólos, mas com frequências diferentes, que geram os momentos pendulares. Estas forças de vibração são transmitidas pela carcaça da máquina para a fundação.

2.7 Ondas de Forças Radiais

Na superfície do estator em contato com o entreferro, isto é, na superfície limite entre duas regiões com permeabilidades diferentes – neste caso, ferro e ar – atuam forças magnéticas. Tais forças são proporcionais ao quadrado da indução magnética no entreferro $b(x,t)$. A expressão do tensor de Maxwell (2.4) fornece a pressão magnética $P(x,t)$, considerando-se $b(x,t)$ perpendicular à superfície:

$$P(x,t) = \frac{b(x,t)^2}{2\mu_0} \quad (2.4)$$

Onde μ_0 é a permeabilidade magnética do ar em [H/m].

A indução magnética no entreferro $b(x,t)$ é, na verdade, a soma da onda de indução fundamental com todas as harmônicas devido à distribuição do enrolamento, ranhuras do estator e do rotor, saturação e excentricidade [4]. Geralmente, $b(x,t)$ é expressa pela equação (2.5) a seguir [4,6]:

$$b(x,t) = \sum_{n=1}^i B_n \cos(v_n x - \omega_n t - \phi_n). \quad (2.5)$$

Onde:

B_n = amplitude da harmônica de indução [T]

v_n = pares de pólos da harmônica de indução

x = coordenada espacial [rad]

ω_n = frequência angular da harmônica de indução [rad/s]

ϕ_n = ângulo de fase da harmônica de indução [rad]

i = número inteiro elevado para incluir a maioria das harmônicas de indução.

n = índice apenas seqüencial, não estando relacionado a harmônicas pares nem ímpares.

As harmônicas de indução conforme (2.5), aplicadas à equação (2.4), fornecem como resultado as ondas de densidade de força apresentadas na equação (2.6) que deformam a coroa do estator periodicamente no tempo e no espaço, gerando o ruído.

$$P(x,t) = \frac{1}{2\mu_0} \sum_{n=1}^i \frac{B_n^2}{2} [1 + \cos(2v_n x - 2\omega_n t - 2\phi_n)] + \frac{1}{2\mu_0} \sum_{n=1}^{i-1} \sum_{m=n+1}^i B_n B_m \cos[(v_n \pm v_m)x - (\omega_n \pm \omega_m)t - (\phi_n \pm \phi_m)] \quad (2.6)$$

Observa-se que a pressão magnética é formada por um termo constante que não gera ruído, pois tem frequência igual a zero, um termo de dupla frequência e um terceiro termo onde a frequência e o número de pares de pólos das harmônicas de indução são dadas pela soma e subtração de cada componente individual.

O produto entre duas ondas de indução distintas, conforme equação (2.6), fornece duas ondas de força radial que, dependendo dos valores das frequências angulares, giram no mesmo sentido ou em sentido contrário. Os coeficientes $2v_n$ e $(v_n \pm v_m)$ que multiplicam as coordenadas espaciais x representam a maneira como a força radial está distribuída ao longo do perímetro da circunferência do entreferro, ou seja, são os modos de vibração da deformação do estator devido à força radial. As frequências angulares $2\omega_n$ e $(\omega_n \pm \omega_m)$ representam as frequências destas ondas de força, ou ainda, são as frequências com as quais o estator vibra. As ondas de pressão mais significativas para a geração do ruído não dependem apenas da amplitude P , dada por:

$$P = \frac{B_n \cdot B_m}{2\mu_0}, \quad (2.7)$$

mas também do modo de excitação r , onde:

$$r = v_n \pm v_m \quad (2.8)$$

e da frequência de excitação f_r dada por:

$$f_r = \frac{(\omega_n \pm \omega_m)}{2\pi}. \quad (2.9)$$

2.8 Deformações

As ondas de forças radiais provocam deformações radiais nos pacotes de chapas do estator. Os pacotes de chapas são considerados como anéis homogêneos livres capazes de vibrarem com a mesma forma e frequência de excitação das ondas de força. A Figura 2.5 a seguir mostra as deformações nos pacotes de chapas correspondentes aos modos de vibração $r = 0, 1, 2, 3, 4$ e 5 . As amplitudes de deformação são apenas ilustrativas. Como será visto no capítulo 5, forças de igual intensidade causam maiores amplitudes de deformação para o modo de vibração igual a 2 em comparação com os demais modos de vibração.

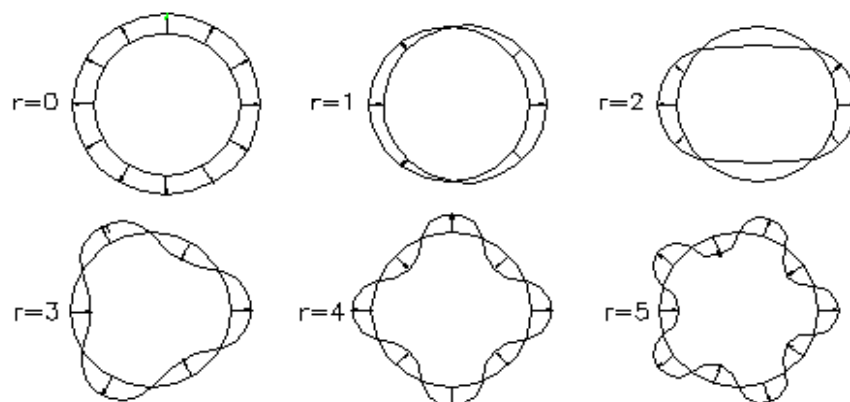


Figura 2.5 – Modos de vibração.

Para $r = 0$, a força correspondente não é uma onda girante, mas uma onda pulsante estacionária. Esta onda de força está uniformemente distribuída pela circunferência do entreferro.

Para $r = 1$, existe uma força radial girante sobre o rotor ou estator. Como o rotor é mais flexível do que o estator, devem ser consideradas as flexões do rotor. Existe, neste caso, uma força resultante que é transmitida para a fundação da máquina.

Para $r = 2$, o pacote de chapas é deformado elipticamente. Esta é a forma mais fácil de deformar o pacote de chapas do estator. Por isso, mesmo que não haja possibilidade de ressonância, deve-se projetar o motor de modo a evitar este modo de vibração.

Para $r > 2$, os pacotes de chapas ficam sujeitos aos esforços de deformação. A força muda de sentido a cada intervalo de π/r radianos ao longo da periferia do pacote de chapas. A partir de $r = 2$, quanto maior o número do modo de vibração da onda de força, tanto menor são as respectivas deformações do pacote de chapas.

2.9 Conclusões

- O ruído acústico de origem magnética em motores de indução é um problema magneto-mecânico-acústico acoplado. As forças originadas no entreferro de acordo com o tensor de Maxwell são transferidas para a coroa do estator, fazendo-a vibrar e excitando o ar circundante, gerando o ruído acústico.
- As frequências entre 500 Hz e 5000 Hz são as mais significativas para a geração do ruído acústico. Frequências abaixo de 500 Hz são mais importantes na geração da vibração.

- Para motores de indução, a escala sonora de ponderação A é a mais apropriada. Daí, os níveis de pressão sonora serem dados em dB(A).
- De longe, o modo de excitação igual a dois é o mais importante para a geração do ruído acústico, pois esta é a maneira mais fácil de deformar o estator.
- Todo motor de indução apresenta ruído e vibração na frequência igual a duas vezes a frequência da rede, gerados pela onda fundamental de indução. Isto é particularmente importante para motores de dois pólos, pois, neste caso, o modo de vibração é igual a dois.

3. INFLUÊNCIA DA EXCENTRICIDADE

3.1 Introdução

Existem três grandes causas que contribuem para a geração do ruído de origem magnética em motores elétricos: combinação do número de ranhuras do estator e do rotor, excentricidade e saturação. Eventualmente em motores de dois pólos, a onda fundamental pode gerar um ruído significativo em duas vezes a frequência da tensão de alimentação, uma vez que o modo de vibração igual a dois estará presente. Obviamente, as causas primárias são sempre a onda fundamental de indução no entreferro e as diversas harmônicas, bem como as dimensões e as características mecânicas e construtivas do pacote de chapas do estator. Contudo, considerando que estas últimas são variáveis que não podem ser alteradas livremente, pois precisam atender a outras características técnicas e econômicas do projeto, restam as três já citadas.

Dentre estas, as combinações de ranhuras do estator e rotor mais adequadas para evitar os baixos modos de excitação, especialmente o modo dois ou aqueles cujas frequências naturais estão próximas da frequência de excitação, já são bem conhecidas da literatura sobre o assunto e foram abordadas extensivamente por NAU [14].

As harmônicas de saturação também não representam nenhum problema novo e são, na verdade, uma fonte de menor importância, visto que a onda de indução devido à saturação, cuja frequência e número de pólos são respectivamente o triplo da frequência e do número de pólos da onda fundamental, apresenta uma pequena amplitude quando comparada com as outras harmônicas. Mais importante do que a saturação em si é o fato de que, nesta situação, a indução fundamental no entreferro é elevada.

Portanto, resta a terceira fonte: a excentricidade. A influência da excentricidade na geração ou amplificação do ruído magnético ainda não está totalmente equacionada. No entanto, as evidências se apresentam na prática: motores eletricamente idênticos apresentam valores de ruído significativamente diferentes. A única variável neste processo é a fabricação dos componentes e a montagem do motor. Considerando que as medidas usuais do entreferro situam-se em torno de 0,3 mm para motores pequenos, qualquer irregularidade no processo de usinagem das tampas, das carcaças dos motores e do pacote de chapas pode afetar significativamente a uniformidade do entreferro. Outras causas também podem contribuir para as diferenças nos valores de ruído magnético de motores

supostamente idênticos, como problemas na injeção da gaiola do rotor, harmônicas na rede de alimentação e assimetrias do enrolamento. Estas causas, no entanto, mesmo quando mantidas sob controle, não fazem desaparecer as diferenças entre os ruídos de motores supostamente idênticos.

A excentricidade do rotor faz com que apareçam forças distribuídas ao longo do perímetro interno do estator cuja resultante é diferente de zero, chamada de Força Magnética Desbalanceada, termo conhecido em Inglês como *UMP – Unbalanced Magnetic Pull*. Esta força resultante está sempre direcionada para a posição de mínimo entreferro. Ela é constante no espaço e no tempo para a excentricidade estática e, portanto, tende a causar a deflexão do rotor ou do estator. Como geralmente o estator é muito mais rígido à deflexão do que o rotor, considera-se apenas a deflexão do rotor. No caso de excentricidade dinâmica, a força resultante gira com o rotor, causando uma vibração que se transmite para a base do motor. Em ambos os casos, a força magnética desbalanceada ocorre quando o modo de vibração é igual a um.

A literatura técnica tem apresentado a influência da excentricidade sobre a força magnética desbalanceada, mas na pesquisa bibliográfica realizada não foram encontrados artigos, livros ou outras referências que apresentem um modelo de como determinar a influência desta força no ruído, considerando a provável variação da densidade linear de corrente do estator com a excentricidade e a formação de modos de excitação de baixa ordem até então desconsiderados. Apesar de haver diversos trabalhos recentes na literatura mundial sobre a influência da excentricidade na força magnética desbalanceada, existe pouca literatura sobre a excentricidade radial variável ao longo do comprimento do rotor, que será chamada aqui de **excentricidade na direção axial**, o que é comum de ocorrer na prática. Dois dos poucos artigos recentes que tratam deste tipo de excentricidade são o de DORRELL [23] e o de TENHUNEN [46].

A força magnética desbalanceada (*UMP – Unbalanced Magnetic Pull*), que é uma força que tende a flexionar o rotor em direção à posição de menor entreferro, está sempre associada com a excentricidade. Muitos autores têm investigado e publicado diversos artigos técnicos sobre este fenômeno, mas poucas publicações existem sobre como a excentricidade influencia o ruído e a vibração de motores de indução. Experiências e testes realizados pelos autores revelam que quando se aumenta a excentricidade, o ruído acústico também aumenta. Isto foi observado por MALITI [33], que investigou a influência da excentricidade sobre a intensidade sonora para um motor de indução trifásico de 15 kW, 4

pólos, com 0% e 25% de excentricidade. O autor concluiu que, no motor testado, a excentricidade fez aparecer modos de vibração de baixa ordem, os quais não existiam para o caso sem excentricidade e que contribuíram para o aumento do ruído, especialmente o modo 2.

BONNETT e SOUKUP [35] apresentam uma curva de aumento no nível de ruído magnético em função do percentual de excentricidade para motores abertos fabricados segundo as normas NEMA, reproduzida a seguir como Figura 3.1. Os autores afirmam que “excentricidades do rotor em torno de 25% contribuirão com 2 a 3 dB(A) para o nível de ruído total da máquina” [35]. Na verdade, o quanto o ruído aumenta depende de diversos aspectos como o ruído gerado pelo motor para uma posição concêntrica do rotor em relação ao estator, a rigidez do rotor, as frequências naturais do estator e do rotor e intensidade das outras fontes de ruído.

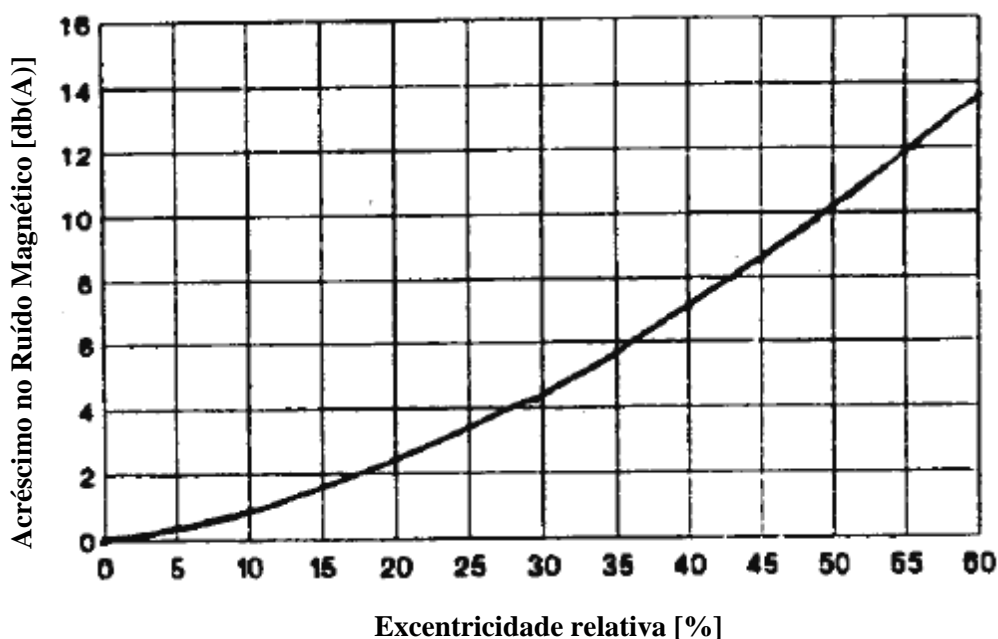


Figura 3.1 – Acréscimo no ruído magnético em dB(A) em função da excentricidade [35].

A excentricidade do rotor faz com que apareçam forças distribuídas ao longo do perímetro do entreferro cuja resultante é diferente de zero, ou seja, existe uma força resultante na direção do menor entreferro. Para o caso de excentricidade estática, a força é constante e não gira com o rotor. Diferentemente, para a excentricidade dinâmica, a força gira com o rotor. A força resultante se transmite para a base do motor, fazendo-a vibrar. Isto ocorre quando o modo de vibração é igual a 1, conforme pôde ser observado na Figura 2.5. Somente no caso de motores de 2 pólos é que a excentricidade faz aparecer

adicionalmente uma força resultante com a frequência igual a duas vezes a frequência da rede no caso de excentricidade estática e duas vezes a frequência da rede menos a frequência de rotação mecânica no caso de excentricidade dinâmica.

3.2 Ondas de permeância devido à excentricidade

Se o diâmetro interno do estator não for perfeitamente circular ou se ocorrerem flexões no rotor em pacotes muito compridos ou ainda se o rotor se deslocar do centro do estator durante a operação (dilatação térmica das partes que sustentam o mancal, desbalanceamento do rotor), ou ainda se houver imprecisões na fabricação e montagem do motor, conforme apresentadas na Introdução, então ocorrem variações nas dimensões do entreferro, representado simplifcadamente na Figura 3.2. É considerado que, embora os centros do rotor e do estator estejam deslocados um do outro, tanto o estator quanto o rotor permanecem cilíndricos.

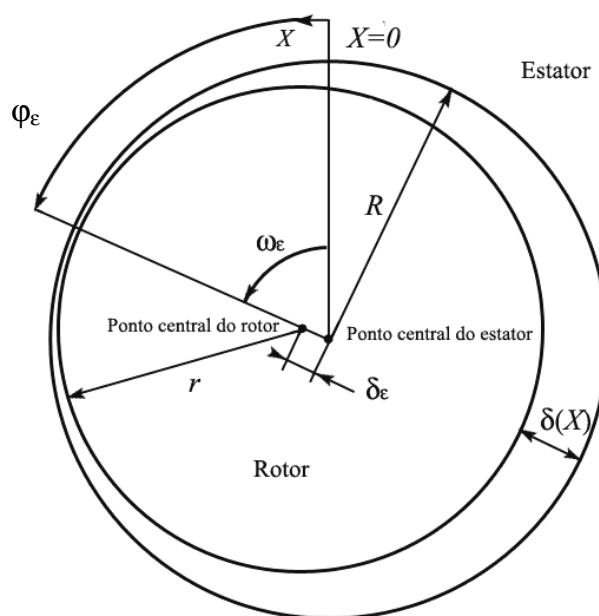


Figura 3.2 – Variação do entreferro devido à excentricidade.

Deve-se fazer a distinção entre dois tipos de excentricidades: estática e dinâmica, conforme mostradas nas figuras 3.3a e 3.3b a seguir.

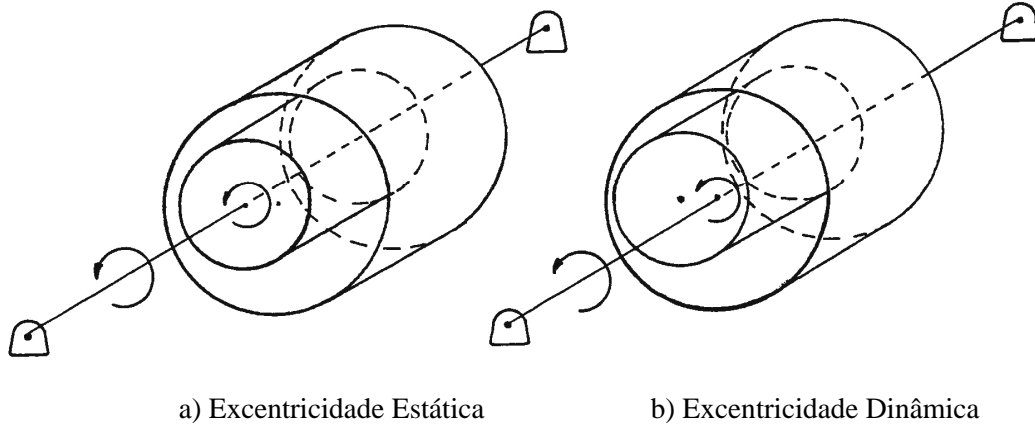


Figura 3.3 – Excentricidade - deslocamento do rotor em relação ao estator.

Para o caso de excentricidade estática, o entreferro não varia com o tempo. Assim, as ondas de permeância possuem frequência angular zero, ou seja, $\omega_e = 0$. Por outro lado, para a excentricidade dinâmica, como pode ser visto na figura 3.3b, a frequência angular da onda de permeância depende da rotação mecânica do rotor e é expressa por:

$$\omega_e = \frac{\omega_1}{p}(1-s), \quad (3.1)$$

onde ω_1 é a frequência angular da onda fundamental de indução, p é o número de pares de pólos da máquina e s é o escorregamento. Para ambos os casos, conforme Figura 3.2, a função que representa o entreferro δ , considerando-o muito menor do que o raio médio do entreferro, ou seja, $\delta \ll R$ é, segundo [34], dado por:

$$\delta(x,t) = \delta[1 - \varepsilon \cos(x - \omega_e t - \varphi_e)], \quad (3.2)$$

onde δ é o valor médio do entreferro, $\varepsilon = \frac{\delta_e}{\delta}$ é a excentricidade relativa e φ_e é o ângulo de fase da excentricidade relativo ao ponto de menor entreferro.

Por sua vez, a permeância do entreferro por unidade de área, chamada de permeância específica, pode ser definida como a relação entre a permeabilidade do ar μ_0 e a altura do entreferro δ . Como agora, por causa da excentricidade, o entreferro é variável, a função que define esta “densidade de permeância” Λ é dada por:

$$\Lambda(x,t) = \frac{\mu_0}{\delta(x,t)} = \frac{\mu_0}{\delta} \cdot \frac{1}{1 - \varepsilon \cos(x - \omega_e t - \varphi_e)}. \quad (3.3)$$

A equação (3.3) pode ser representada através de uma série geométrica como segue:

$$\Lambda(x,t) = \frac{\mu_0}{\delta} \left\{ 1 + \varepsilon \cos(x - \omega_\varepsilon t - \varphi_\varepsilon) + \varepsilon^2 \cos^2(x - \omega_\varepsilon t - \varphi_\varepsilon) + \varepsilon^3 \cos^3(x - \omega_\varepsilon t - \varphi_\varepsilon) + \dots \right\}. \quad (3.4)$$

Para valores de excentricidade próximos de zero ($\varepsilon \ll 1$), os termos de mais alta ordem de (3.4) podem ser desprezados e então se pode escrever:

$$\Lambda(x,t) = \Lambda_0 \cdot \{1 + \varepsilon \cos(x - \omega_\varepsilon t - \varphi_\varepsilon)\}, \quad (3.5)$$

onde $\Lambda_0 = \frac{\mu_0}{\delta}$ é a permeância específica (permeância por área) constante do entreferro.

Uma outra maneira de analisar a influência da excentricidade na onda de permeância específica é apresentando (3.3) como uma série de Fourier [34]. Neste caso, tem-se:

$$\Lambda(x,t) = \Lambda_{0g} + \sum_{k=1}^{\infty} \Lambda_k \cos[k(x - \omega_\varepsilon t - \varphi_\varepsilon)]. \quad (3.6)$$

A permeância específica constante Λ_{0g} , neste caso, segundo [34] é definida como a média geométrica entre a mínima e a máxima permeância específica, dada por:

$$\Lambda_{0g} = \frac{\mu_0}{\delta} \frac{1}{\sqrt{1 - \varepsilon^2}}. \quad (3.7)$$

A parte variável da permeância específica é dada por:

$$\Lambda_k = 2\Lambda_{0g} \left(\frac{1 - \sqrt{1 - \varepsilon^2}}{\varepsilon} \right)^k, \text{ onde } k = 1, 2, 3... \quad (3.8)$$

A equação (3.8) pode ser mais bem interpretada através da visualização do gráfico da Figura 3.4. A partir do gráfico, fica claro que, para pequenas excentricidades ($\varepsilon \ll 1$), a onda de permeância para $k = 1$ é muito mais influente do que as demais. Por isso, usualmente somente ela é considerada na geração das ondas de indução de excentricidade. No entanto, a consideração de que a excentricidade é pequena nem sempre é verdadeira. Principalmente em motores com pequenos entreferros, a excentricidade relativa pode chegar facilmente a 50%. O gráfico da Figura 3.4 ajuda a perceber a influência dos demais termos de (3.8) na permeância específica. Observa-se que, dependendo da excentricidade relativa, devem-se considerar as harmônicas de permeância específica de ordem 2, 3 ou ambas.

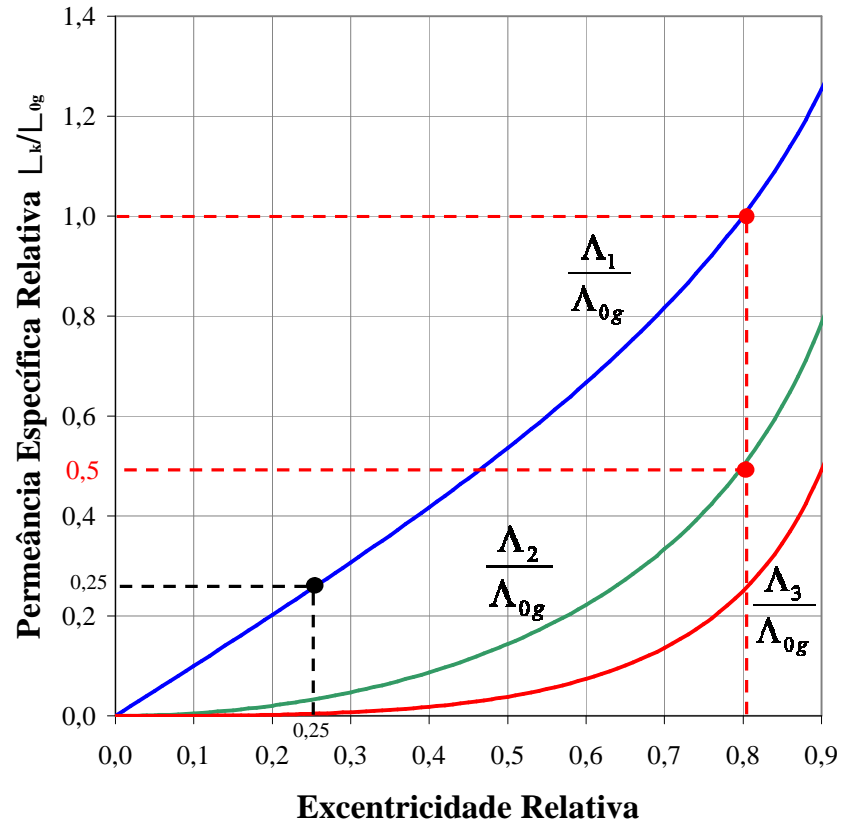


Figura 3.4 – Amplitudes relativas da densidade de permeância causadas pela excentricidade em função da excentricidade relativa.

3.3 Ondas de indução devido à excentricidade

A força magnética desbalanceada pode ser causada somente por ondas de força radiais de ordem $r = 1$. Estas ondas surgem principalmente devido à interação entre a onda de indução fundamental do entreferro ($v = p$) e as ondas de indução devido à excentricidade cujo número de pares de pólos é $v = p \pm 1$. A equação geral para o cálculo da indução magnética no entreferro $b(x,t)$, determinada a partir da lei circuital de Ampère, é dada por:

$$b(x,t) = \Lambda(x,t) \int a(x,t) R dx, \quad (3.9)$$

onde $\Lambda(x,t)$ é a densidade de permeância do entreferro; $a(x,t)$ é a densidade linear de corrente e R é o raio do entreferro.

Nem todas as ondas de densidade linear de corrente geram ondas de indução significativas. De acordo com [14], as ondas de indução de maior amplitude devido à

excentricidade são geradas pela combinação da onda fundamental de densidade linear de corrente, dada por:

$$a_1(x, t) = -A_1 \sin(px - \omega_1 t - \varphi_1) \quad (3.10)$$

com a onda fundamental de permeância específica do entreferro devido à excentricidade, que é dada por

$$\Lambda_1(x, t) = \Lambda_1 \cos(x - \omega_\varepsilon t - \varphi_\varepsilon) = 2\Lambda_0 \left(\frac{1 - \sqrt{1 - \varepsilon^2}}{\varepsilon} \right) \cos(x - \omega_\varepsilon t - \varphi_\varepsilon). \quad (3.11)$$

A amplitude A_1 em (3.10) é dada por [14]:

$$A_1 = \sqrt{2}\xi_1 A_{ef} = \sqrt{2}\xi_1 \frac{3W_1}{\pi R} I_0, \quad (3.12)$$

onde A_{ef} é a densidade de corrente eficaz, ξ_1 é o fator de enrolamento para o estator, W_1 é o número de espiras em série por fase do enrolamento do estator e I_0 é a corrente de magnetização. Substituindo (3.10) e (3.11) em (3.9) e resolvendo-a, têm-se as harmônicas de indução da excentricidade com número de pares de pólos $p+1$ e $p-1$, chamadas de ondas fundamentais de excentricidade, dadas por:

$$b_{p\pm 1}(x, t) = \frac{R \Lambda_1 A_1}{1424 B_{p\pm 1}} \cos\{(p \pm 1)x - (\omega_1 \pm \omega_\varepsilon)t - (\varphi_1 \pm \varphi_\varepsilon)\}. \quad (3.13)$$

Como a amplitude da indução fundamental é dada por $B_p = \frac{R \Lambda_0 A_1}{p}$, tem-se que:

$$B_{p\pm 1} = \frac{1}{2} \frac{\Lambda_1}{\Lambda_0} B_p. \quad (3.14)$$

Conforme pode ser observado na Figura 3.4, o comportamento da permeância específica relativa para a onda fundamental de excentricidade é linear e numericamente igual à própria excentricidade para baixos valores desta, principalmente para $\varepsilon \leq 0,25$. Portanto, com uma boa precisão, para pequenas excentricidades, tem-se que

$$B_{p\pm 1} = B_p \frac{\varepsilon}{2}. \quad (3.15)$$

De um modo geral, para considerar as demais harmônicas de permeância específica devido à excentricidade, deve-se usar em (3.9) a seguinte equação:

$$\Lambda(x, t) = \sum_{k=1}^{\infty} \Lambda_k \cos[k(x - \omega_\varepsilon t - \varphi_\varepsilon)], \quad (3.16)$$

que leva à seguinte expressão das harmônicas de indução devido à excentricidade:

$$b_{p \pm k}(x, t) = \frac{R \Lambda_k A_1}{14243 B_{p \pm k}} \cos\{(p \pm k)x - (\omega_1 \pm k \omega_\varepsilon)t - (\varphi_1 \pm k \varphi_\varepsilon)\}. \quad (3.17)$$

A amplitude destas harmônicas de indução devido à excentricidade em relação à fundamental é dada por:

$$B_{p \pm k} = \frac{1}{2} \frac{\Lambda_k}{\Lambda_0} B_p. \quad (3.18)$$

Deve-se considerar que o entreferro magnético é maior do que o entreferro mecânico devido às aberturas das ranhuras e à força magnetomotriz dos caminhos de ferro do circuito magnético do motor. Assim, a excentricidade efetiva eletromagnética é menor do que a excentricidade mecânica. A excentricidade eletromagnética é calculada através de (3.19), onde a abertura das ranhuras é representada pelo fator de Carter k_c e a força magnetomotriz do ferro pelo fator de saturação k_s .

$$\varepsilon_{el} = \frac{\varepsilon}{k_c \cdot k_s} \quad (3.19)$$

3.4 Força Magnética

A pressão radial $P(x, t)$ causada pela interação entre a onda fundamental de indução ($v = p$) e as harmônicas de indução devido à excentricidade ($v = p \pm k$) é dada por:

$$P(x, t) = \frac{[b_p(x, t) + b_{p \pm k}(x, t)]^2}{2\mu_0}. \quad (3.20)$$

Sabendo que $b_p(x, t) = B_p \cos\{p x - \omega_1 t - \varphi_1\}$ é a indução fundamental no entreferro e que as harmônicas de indução de excentricidade são dadas por $b_{p \pm k}(x, t) = B_{p \pm k} \cos\{(p \pm k)x - (\omega_1 \pm k \omega_\varepsilon)t - (\varphi_1 \pm k \varphi_\varepsilon)\}$, a pressão radial resulta em:

$$\begin{aligned}
P(x,t) = & \frac{B_p^2}{4\mu_0} [1 + \cos(2px - 2\omega_1 t - 2\varphi_1)] + \\
& + \frac{B_{p\pm k}^2}{4\mu_0} \{1 + \cos[2(p \pm k)x - 2(\omega_1 \pm k\omega_\epsilon)t - 2(\varphi_1 \pm k\varphi_\epsilon)]\} \\
& + \frac{B_p B_{p\pm k}}{2\mu_0} \cos\{[p \pm (p \pm k)]x - [\omega_1 \pm (\omega_1 \pm k\omega_\epsilon)]t - [\varphi_1 \pm (\varphi_1 \pm k\varphi_\epsilon)]\}.
\end{aligned} \tag{3.21}$$

Para a determinação da Força Magnética Desbalanceada, considera-se, por simplificação, apenas a influência da primeira harmônica de indução de excentricidade, ou seja, $k = 1$. Assim, (3.21) pode ser reescrita como:

$$\begin{aligned}
P(x,t) = & \frac{B_p^2}{4\mu_0} [1 + \cos(2px - 2\omega_1 t - 2\varphi_1)] + \\
& + \frac{B_{p\pm 1}^2}{4\mu_0} \{1 + \cos[2(p \pm 1)x - 2(\omega_1 \pm \omega_\epsilon)t - 2(\varphi_1 \pm \varphi_\epsilon)]\} \\
& + \frac{B_p B_{p\pm 1}}{2\mu_0} \cos\{[p \pm (p \pm 1)]x - [\omega_1 \pm (\omega_1 \pm \omega_\epsilon)]t - [\varphi_1 \pm (\varphi_1 \pm \varphi_\epsilon)]\}.
\end{aligned} \tag{3.22}$$

De (3.22) tem-se que as ondas de pressão radial com $r = 1$ surgem apenas da última parte da equação e são dadas por:

$$\begin{aligned}
P_{r=1}(x,t) = & \frac{B_p B_{p+1}}{2\mu_0} \cos(-x + \omega_\epsilon t + \varphi_\epsilon) + \frac{B_p B_{p-1}}{2\mu_0} \cos(x - \omega_\epsilon t - \varphi_\epsilon) \\
= & \frac{B_p (B_{p+1} + B_{p-1})}{2\mu_0} \cos(x - \omega_\epsilon t - \varphi_\epsilon)
\end{aligned} \tag{3.23}$$

A integração da onda de pressão $P_{r=1}(x,t)$ sobre a superfície interna do estator resulta em uma força constante F_e , agindo na direção da linha reta que passa através dos pontos centrais do estator e do rotor na direção do menor entreferro, dada por:

$$F_e = \int_{x=0}^{x=2\pi} P_{r=1}(x,t) \cos(x - \omega_\epsilon t - \varphi_\epsilon) R l dx \tag{3.24}$$

Substituindo (3.23) em (3.24) e resolvendo a integral, resulta:

$$F_e = \frac{\pi R l}{2\mu_0} B_p (B_{p+1} + B_{p-1}) \cong \frac{\pi R l}{2\mu_0} B_p^2 \varepsilon \quad (3.25)$$

para excentricidades relativas de até 25%, ou seja, $\varepsilon \leq 0,25$.

A força magnética desbalanceada é proporcional à excentricidade. Ela age como uma mola linear que tende a aumentar a deflexão do rotor. Portanto, a constante de mola eletromagnética é negativa e é dada por:

$$C_e = -\frac{dF_e}{d(\varepsilon\delta)} = -\frac{\pi R l}{2\mu_0\delta} B_p^2. \quad (3.26)$$

A primeira frequência natural de flexão (primeira rotação crítica) é diminuída pela força magnética desbalanceada de acordo com (3.27) a seguir:

$$n_{crit} = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{C_{mec} - C_e}{m}}, \quad (3.27)$$

onde m é a massa e C_{mec} é a constante de mola do conjunto eixo-rotor.

3.5 Conclusões

- A frequência das harmônicas de permeância específica do entreferro para a excentricidade estática é igual a zero, enquanto que para a excentricidade dinâmica é igual à frequência da rotação mecânica do rotor.
- A onda fundamental de permeância específica do entreferro devido à excentricidade, a fundamental de indução devido à excentricidade e a força magnética desbalanceada apresentam comportamento linear para valores de excentricidade relativa de até 25%.
- A segunda harmônica de permeância específica devido à excentricidade ($k = 2$) tem amplitude significativa em comparação com a fundamental apenas para valores de excentricidade relativa acima de 30%. Por sua vez, a terceira harmônica de permeância ($k = 3$) é importante somente para excentricidades relativas acima de 50%.
- A força magnética desbalanceada resulta da interação entre uma harmônica de indução do estator e uma devido à excentricidade. Uma harmônica de indução devido à excentricidade sozinha não pode gerar força magnética desbalanceada.
- A força magnética desbalanceada age no sentido do menor entreferro. Ela atua sobre o rotor, tendendo a causar uma flexão e modifica o seu coeficiente de mola, alterando, conseqüentemente, a rotação crítica do motor.

4 HARMÔNICAS DE INDUÇÃO E ONDAS DE FORÇA RADIAL DEVIDO À EXCENTRICIDADE

4.1 Introdução

As ondas de força radial que atuam no entreferro e que se transmitem para a coroa do estator, deformando-a e gerando o ruído acústico de origem magnética são caracterizadas pelos seguintes parâmetros: amplitude, modo de excitação e frequência. Embora a amplitude de cada onda de força seja determinante na geração do ruído, é o modo de excitação e a frequência que indicam a origem delas, ou seja, analisando-se o modo de excitação e a frequência podem-se determinar as causas que deram origem àquela onda de força. Este diagnóstico é fundamental para que se possam propor alterações no projeto do motor elétrico, visando à redução do ruído acústico de origem magnética.

No caso específico do ruído devido à excentricidade, é importante determinar quais frequências estão envolvidas para que possam ser selecionadas do espectro global do ruído obtido a partir dos ensaios. Além disso, é fundamental saber quais harmônicas de indução se combinam para gerar as forças radiais no entreferro que aumentam o ruído magnético no caso de excentricidade. Da mesma forma, sabendo-se que o modo de excitação exerce uma influência significativa na resposta vibratória da coroa do estator, deve-se poder prever quais combinações de harmônicas de indução geram os modos de excitação de baixa ordem, principalmente o modo dois. Por isso, este capítulo apresenta e discute as expressões que foram desenvolvidas para a determinação das frequências e pares de pólos das ondas de indução e as frequências e modos de excitação das ondas de força radial devido às excentricidades estática e dinâmica.

4.2 Frequências e pares de pólos das ondas de indução devido à excentricidade

Segundo (3.17), sempre que houver excentricidade, harmônicas espaciais de indução com número de pares de pólos iguais a $p \pm 1$, $p \pm 2$, $p \pm 3$, ..., $p \pm k$ aparecerão no entreferro devido à interação entre as ondas de permeância de excentricidade e as de força magnetomotriz (fmm) do estator. Elas são chamadas de harmônicas de indução do estator devido à excentricidade. Para pequenas excentricidades ($\epsilon < 0,25$), pode-se considerar

apenas $p + 1$ e $p - 1$, uma vez que as amplitudes das demais harmônicas de indução são relativamente pequenas. Segundo (3.1) e (3.17), a frequência f_e dessas harmônicas de indução é dada por

$$f_e = f \quad (4.1)$$

para a excentricidade estática e por

$$f_e = f \pm \frac{k f}{p} (1-s) \quad (4.2)$$

para excentricidade dinâmica.

Por sua vez, as correntes induzidas nas barras do rotor pelas harmônicas de indução do estator devido à excentricidade geram outras harmônicas de indução segundo [4], [14], [33] e [38], chamadas de harmônicas de indução do rotor devido à excentricidade, com pares de pólos λ_e dados por

$$\lambda_e = p \pm k + g_e N_2, \quad g_e = \pm 1, \pm 2, \pm 3 \dots, \quad k = 1, 2, 3 \dots \quad (4.3)$$

A frequência f_{λ_e} das harmônicas de indução do rotor devido à excentricidade é dada por

$$f_{\lambda_e} = f + \frac{g_e N_2}{p} (1-s) f \quad (4.4)$$

para excentricidade estática e por

$$f_{\lambda_e} = f + \frac{(g_e N_2 \pm k)}{p} (1-s) f \quad (4.5)$$

para excentricidade dinâmica. N_2 é o número de ranhuras do rotor e s é o escorregamento. $k = 0$ para excentricidade estática e $k = 1, 2$ ou 3 para excentricidade dinâmica para a primeira, segunda e terceira harmônicas de indução de excentricidade, respectivamente.

4.3 Frequências e modos de excitação das ondas de força devido à excentricidade

Assumindo que o fluxo magnético atravessa o entreferro radialmente, uma densidade de força radial é gerada no entreferro de acordo com o tensor de Maxwell (2.4). Esta pressão deforma periodicamente a coroa do estator, causando a vibração e o ruído. Considerando, agora, a variação da excentricidade ao longo do comprimento axial do entreferro, (2.4) pode ser reescrita como:

$$P(x, z, t) = \frac{b(x, z, t)^2}{2\mu_0} \quad (4.6)$$

Em (4.6), $b(x, z, t)$ é a soma de todas as ondas harmônicas de indução presentes no entreferro e μ_0 é permeabilidade magnética do ar. Considerando apenas as interações entre as três primeiras harmônicas de indução do estator devido à excentricidade estática e a onda de indução fundamental, pode-se concluir que forças constantes com modo de excitação circunferencial r igual a um, dois e três sempre existirão. Para pequenas excentricidades, apenas r igual a um é considerado e a força com este modo de excitação é chamada de “força magnética desbalanceada”. Estas forças, naturalmente, não geram vibrações e ruídos, uma vez que a frequência é nula. Por outro lado, sempre aparecerão também forças com modos de excitação iguais a $2p \pm k$ e frequência igual ao dobro da frequência de alimentação da máquina. Principalmente para motores de dois pólos, forças com modo de excitação igual a um podem ter uma amplitude significativa, dependendo do valor da excentricidade. O modo de excitação e a frequência não dependem do número de ranhuras. Embora a vibração possa ser significativa, o ruído associado a esta força é pequeno porque a frequência envolvida é baixa e, conseqüentemente, bastante atenuada pelo ouvido humano.

Contudo, levando em conta as interações entre as harmônicas de indução do estator e as harmônicas de indução do rotor devido à excentricidade, ou as harmônicas de indução do estator devido à excentricidade e as harmônicas de indução do rotor, aparecerão forças com baixos modos de excitação e altas frequências. Aqui, os modos de excitação dependem do número de ranhuras do estator e do rotor e as frequências dependem do número de ranhuras do rotor. O modo de excitação igual a dois é o mais importante para a geração do ruído. Uma lista com as equações para a determinação dos modos de excitação e do número de pares de pólos das harmônicas de indução pode ser encontrada em [38].

De acordo com (3.21), os modos de excitação surgem devido à soma e diferença dos pares de pólos das harmônicas de indução que interagem para gerar a onda de força. Da mesma forma, a frequência da onda de força também resulta da soma e da diferença entre as respectivas frequências das harmônicas de indução. A frequência das harmônicas de indução do estator (tanto devido às ranhuras quanto à distribuição do enrolamento) é sempre igual à frequência da fonte de alimentação. Por sua vez, os pares de pólos, conforme [4], [14], [33] e [38], estão apresentados a seguir:

Para as harmônicas de ranhura do estator:

$$v_N = p + g_1 N_1 \text{ com } g_1 = \pm 1, \pm 2, \pm 3, \dots \quad (4.7)$$

Para as harmônicas de enrolamento do estator:

$$v_w = p \left(1 + \frac{2m}{n} g_1 \right) \text{ com } g_1 = \pm 1, \pm 2, \pm 3, \dots \quad (4.8)$$

Onde m é o número de fases e n é o denominador da fração que representa o número de ranhuras do estator por pólos e por fases q . Por exemplo, para um motor trifásico de 8 pólos e 36 ranhuras no estator, tem-se $q = \frac{36}{8 \cdot 3} = \frac{3}{2}$. Logo, $n = 2$. Para enrolamentos simétricos, n é igual a 1, 2 ou 4. Para um motor de indução trifásico com número inteiro de ranhuras por pólo e por fase ($n = 1$), que é o caso mais comum, tem-se:

$$v_w = p(1 + 6g_1) \text{ com } g_1 = \pm 1, \pm 2, \pm 3, \dots \quad (4.9)$$

As harmônicas de indução do rotor têm, segundo [4], [14], [33] e [38], respectivamente, os seguintes pares de pólos e frequências:

$$\lambda = p + g_2 N_2 \text{ com } g_2 = \pm 1, \pm 2, \pm 3, \dots \quad (4.10)$$

$$f_\lambda = f + \frac{g_2 N_2}{p} (1-s)f \text{ com } g_2 = \pm 1, \pm 2, \pm 3, \dots \quad (4.11)$$

Assim, combinando-se os pares de pólos e as frequências das harmônicas de excentricidade conforme (4.1) a (4.5) com os pares de pólos e frequências das harmônicas de indução (ranhuras e enrolamento) do estator e do rotor conforme (4.7) a (4.11), obtém-se diversos modos de excitação r e frequências f_r das ondas de força. A interação das harmônicas de indução de excentricidade do estator com $p \pm k$ pares de pólos com as harmônicas de indução do rotor com pares de pólos dados por (4.10) ou com as harmônicas do estator com pares de pólos dados por (4.7), (4.8) e (4.9) não é importante para a geração do ruído porque os modos de excitação resultantes apresentam valores elevados. As interações mais significativas são aquelas que ocorrem entre as harmônicas de indução de ranhuras ou de enrolamento do estator e as harmônicas de excentricidade do rotor, que apresentam baixos modos de excitação, dados por:

$$r = \lambda_\epsilon \pm v_N = p \pm k + g_\epsilon N_2 \pm (p + g_1 N_1) \quad (4.12)$$

ou

$$r = \lambda_{\varepsilon} \pm v_w = p \pm k + g_{\varepsilon} N_2 \pm p \left(1 + \frac{2m}{n} g_1 \right), \quad (4.13)$$

com $g_{\varepsilon} = \pm 1, \pm 2, \pm 3, \dots$, $g_1 = \pm 1, \pm 2, \pm 3, \dots$, $k = 1, 2$ ou 3 tanto para excentricidade estática quanto dinâmica. A frequência, em ambos os casos, é dada por:

$$f_r = f_{\varepsilon} \pm f = f + \frac{g_{\varepsilon} N_2 \pm k}{p} (1-s)f \pm f \quad (4.14)$$

com $g_{\varepsilon} = \pm 1, \pm 2, \pm 3, \dots$, $g_1 = \pm 1, \pm 2, \pm 3, \dots$, $k = 0$ para excentricidade estática e $k = 1, 2$ ou 3 para excentricidade dinâmica.

Analisando-se (4.12), percebe-se que o modo de excitação r apresenta baixos valores principalmente quando $g_1 = g_{\varepsilon} = 1$ ou $g_1 = g_{\varepsilon} = -1$ e se subtrai a expressão dentro dos parênteses à direita da equação, resultando em

$$r = \pm (N_2 - N_1) \pm k, \quad (4.15)$$

ou quando $g_1 = -1$ e $g_{\varepsilon} = 1$ ou $g_1 = 1$ e $g_{\varepsilon} = -1$ e se soma a expressão dentro dos parênteses, resultando respectivamente em

$$r = \pm (N_2 - N_1) + 2p \pm k. \quad (4.16)$$

Semelhantemente, analisando-se (4.13), tem-se que os baixos modos de excitação ocorrem quando $g_{\varepsilon} = \pm 1$. Neste caso, porém, g_1 depende do número de ranhuras do estator por pólos e por fases. Por exemplo, para $m = 3$ e $n = 1$, g_1 deve ser o mais próximo possível de um sexto do número de ranhuras do rotor. Por sua vez, para $m = 3$ e $n = 2$, g_1 deve ser em torno de um terço do número de ranhuras do rotor.

As frequências relativas aos modos de excitação dados por (4.15) e (4.16) são respectivamente

$$f_r = \frac{\pm N_2 \pm k}{p} (1-s)f \quad (4.17)$$

e

$$f_r = \frac{\pm N_2 \pm k}{p} (1-s)f + 2f. \quad (4.18)$$

Para outros valores de g_1 e g_{ε} podem-se determinar baixos valores para o modo de excitação r , mas os apresentados em (4.15) e (4.16) e os de baixa ordem de acordo com (4.13) são os mais significativos.

As tabelas do anexo B mostram os modos de excitação para os motores de 2, 4, 6 e 8 pólos cujas combinações de ranhuras estão assinaladas em negrito na Tabela 4.1. Todos os motores são de fabricação regular e apresentam números usuais de ranhuras do estator e do rotor. Os modos de excitação com valores acima de dez não estão impressos nas tabelas, uma vez que não são significativos para os tamanhos dos motores em questão.

Em todos os casos onde o número de ranhuras do rotor é par, o modo de excitação igual a dois somente apareceu quando foi considerada a segunda harmônica de permeância específica devido à excentricidade, ou seja, $k = 2$. Como já apresentado anteriormente, considera-se $k = 2$ somente no caso de grande excentricidade.

Por outro lado, para o único caso em que o número de ranhuras do rotor é ímpar (motor de 6 pólos com $N_1/N_2 = 36/33$), o modo de excitação igual a dois apareceu também devido à onda fundamental de permeância específica de excentricidade ($k = 1$). No entanto, rotores com número ímpar de ranhuras não são comuns.

TABELA 4.1 – Número de ranhuras usuais do estator (N_1) e do rotor (N_2) para os motores de indução trifásicos - carcaça ABNT.

Carcaça ABNT	N ₁ /N ₂			
	2 pólos	4 pólos	6 pólos	8 pólos
80	24/28	36/44	36/44	NF
90				36/44
100			36/33	NF
112	48/44			
132	36/28	48/40	36/40	36/44
160			72/60	72/60
180		48/54	72/58	72/58
200				NF
225	48/40	72/58	72/56	72/56
250		48/58	72/58	
280				
315				

NF – Não Fabricado nesta carcaça.

Fonte: WEG Equipamentos Elétricos S.A. - Motores

Como era esperado, todos os motores apresentaram modos de excitação iguais a dois devido à combinação de alguma harmônica de indução do estator (inclusive a fundamental) com a segunda harmônica de indução devido à excentricidade. No entanto, esta combinação gera ondas de força com frequência nula ou igual a duas vezes a da rede, que não são importantes para a geração do ruído. No entanto, alguns motores apresentaram o modo de excitação igual a dois devido à combinação das harmônicas de indução do rotor excitadas pela segunda harmônica de permeância específica da excentricidade com a fundamental ou uma harmônica de indução do estator. Neste caso, as frequências resultantes se encontram na faixa de interesse para o ruído acústico. Estes motores foram os com as seguintes combinações de ranhuras:

2 pólos: 24/28.

4 pólos: 36/44 e 48/40.

6 pólos: 36/33, 72/58 e 72/56.

8 pólos: 36/44 e 72/56.

4.4 Conclusões

- A frequência das harmônicas de indução do estator é sempre igual à da rede de alimentação do motor.
- A frequência das harmônicas de indução do rotor depende da frequência da rede, do número de ranhuras do rotor e da rotação mecânica do rotor.
- O modo de excitação e a frequência da onda de força dependem, respectivamente, do número de pares de pólos e da frequência das harmônicas de indução que a originaram.
- As principais harmônicas de indução a serem consideradas na geração das ondas de força são as de baixa ordem e, entre elas, principalmente as de ranhura, por apresentarem uma amplitude maior.
- Os motores de indução trifásicos geralmente apresentam número par de ranhuras do rotor. Isto faz com que o modo de excitação dois apareça apenas quando se considera a segunda harmônica de permeância específica devido à excentricidade.
- No caso de o número de ranhuras do rotor ser ímpar, o que não é comum, o modo de excitação igual a dois pode aparecer devido à onda fundamental de permeância específica devido à excentricidade.

5. A INFLUÊNCIA DA CARÇAÇA E DO ENROLAMENTO NAS FREQUÊNCIAS NATURAIS DO ESTATOR DO MOTOR DE INDUÇÃO

5.1 Introdução

O ruído acústico de origem magnética é uma fonte de ruído importante em motores de indução, especialmente em motores com número de pólos elevados (seis ou mais pólos). Ele é produzido pela vibração do estator que, por sua vez, resulta das forças magnéticas geradas no entreferro, que atuam principalmente sobre a coroa do estator. A intensidade deste ruído depende da frequência e da amplitude da deformação da coroa do estator. Quando a frequência da força de excitação está próxima da frequência natural da coroa do estator, a ressonância resultante aumenta a deformação e, conseqüentemente, o ruído acústico. A frequência do ruído, por sua vez, é a mesma da vibração mecânica da coroa do estator.

Uma vez que o enrolamento, os dentes do estator e a carcaça estão acoplados mecanicamente à coroa do estator, eles exercem influência sobre a frequência natural desta. Os dentes e o enrolamento são considerados usualmente através de um acréscimo de massa, sem influenciar a rigidez da coroa. A massa impregnada dos enrolamentos, no entanto, é considerada apenas parcialmente, uma vez que ela não está rigidamente acoplada ao pacote de chapas do estator para os níveis de vibração em questão, principalmente as cabeças de bobinas. Para sistemas de impregnação VPI (Vacuum and Pressure Impregnation), devido à maior rigidez do material de isolamento utilizado, o enrolamento deve ser considerado como uma massa extra [3]. A carcaça, por sua vez, confere maior rigidez à coroa, além de aumentar também a massa a ser considerada.

Este capítulo tem por objetivo avaliar experimentalmente como a carcaça e os enrolamentos influenciam no comportamento das frequências naturais dos estatores de motores de indução e, conseqüentemente, propor parâmetros para corrigir as expressões analíticas utilizadas no cálculo dessas frequências. GIRGIS e VERMA [40-43] estudaram detalhadamente este assunto na década de 1980, quando determinaram a influência dos dentes, da carcaça, dos enrolamentos e da laminação nas frequências naturais. Entretanto, devido a novas técnicas e materiais utilizados atualmente na impregnação dos enrolamentos e também à existência de métodos mais precisos de medição, novos estudos

se tornam necessários. Outro objetivo é determinar a contribuição de cada parte do motor na resposta em frequência final do sistema, através de medições da contribuição individual de cada parte. Assim, podem-se introduzir nas expressões das frequências naturais, termos que levem cada efeito em consideração. Para a presente pesquisa, três tamanhos de carcaça foram considerados: ABNT 80, ABNT 160 e ABNT 225, nas quais foram realizadas medidas no pacote de chapas do estator sem enrolamento, chamado aqui de estator grampeado (EG), no estator bobinado (EB), na carcaça (C), no estator grampeado inserido na carcaça (EGC) e no estator bobinado inserido na carcaça (EBC). As três carcaças ensaiadas – uma pequena, uma média e uma grande – representam adequadamente o universo dos motores de indução trifásicos de baixa tensão.

5.2 Frequências Naturais

O fenômeno físico que envolve a determinação das frequências naturais pode ser analisado a partir da comparação com um simples sistema de oscilação massa-mola. Essas frequências são determinadas para cada modo de vibração r – que é a forma como a coroa do estator vai se deformar – e, de acordo com [4] e [19], podem ser calculadas por:

Para $r = 0$:

$$f_{nf0} = \frac{1}{2\pi R_{cm1}} \sqrt{\frac{E}{\gamma_{fe} \Delta x_1}}. \quad (5.1)$$

Para $r \geq 2$:

$$f_{nf} = f_{nf0} \cdot i_1 \cdot r \frac{(r^2 - 1)}{\sqrt{r^2 + 1}} \frac{1}{\sqrt{1 + i_1^2 \left(\frac{r^2 - 1}{r^2 + 1} \right) \left(3 + r^2 \left(4 + \frac{\Delta m_1}{\Delta x_1} \right) \right)}}. \quad (5.2)$$

R_{cm1} é o rádio médio da coroa do estator, E é modulo de elasticidade, γ_{fe} é a massa específica de ferro, r é o modo de vibração, e i_1 é a rigidez da coroa do estator. Δx_1 e Δm_1 são respectivamente o fator de acréscimo de massa da coroa do estator para a deformação radial e o fator de acréscimo de massa para a torção. Δx_1 depende de quão acoplado está o conjunto de enrolamentos ao núcleo do estator, que é influenciado pelo fator de acoplamento do enrolamento do estator k_{Cu1} . O módulo de elasticidade (módulo de Young) E vale $2,06 \cdot 10^{11}$ N/m² e o peso específico do ferro γ_{fe} vale $7,81 \cdot 10^3$ kgf/m³. O fator de acréscimo de massa da coroa do estator para a deformação radial é dado por:

$$\Delta x_1 = \frac{m_{c1} + m_{z1} + k_{Cu1}m_{Cu1}}{m_{c1}}. \quad (5.3)$$

Os parâmetros m_{c1} , m_{z1} e m_{Cu1} representam respectivamente as massas da coroa do estator, dos dentes do estator e a massa dos enrolamentos. A frequência natural do estator não é calculada para o modo de vibração igual a um porque, neste caso, é considerada apenas a flexão do rotor. Para este modo de vibração, ou seja, para a flexão, a coroa do estator é muita mais rígida do que o rotor, motivo pelo qual não se considera a sua flexão.

O cálculo da frequência natural do pacote de chapas do estator é determinado analiticamente também por referências mais recentes como em [44], que despreza também o modo de vibração 1 “por ser especial e seus efeitos serem extremamente raros em máquinas de indução por causa do número de ranhuras pares”. Esta afirmação é contestável, pois o modo de vibração igual a um está presente também em motores com número par de ranhuras do rotor, desde que haja alguma excentricidade.

De acordo com (5.3), o enrolamento acrescenta parcialmente massa à coroa do estator. No entanto, segundo [45], o enrolamento do estator contribui não apenas para a massa total do motor, mas também para a rigidez da coroa do estator, uma vez que os enrolamentos são rigidamente alojados nas ranhuras. Deve-se determinar um Módulo de Young equivalente para o enrolamento, considerando o módulo de Young para o cobre igual a $1,1 \cdot 10^{11}$ N/m² e para o material da isolamento igual a $3 \cdot 10^9$ N/m². Considerando-se a rigidez equivalente e a massa do enrolamento, as frequências naturais aumentaram aproximadamente 20% para o motor de 7,5 kW, 4 pólos, conforme [45].

5.3 Análise Experimental

Para a determinação experimental dos fatores de correção das expressões analíticas, três motores de indução de carcaças de diferentes tamanhos foram ensaiados: ABNT 80, ABNT 160 e ABNT 225. Para obter resultados mais precisos nos ensaios, as frequências naturais e os respectivos modos de vibração foram determinados através de análise modal. Os ensaios consistiram basicamente na medição da função resposta em frequência em um número finito de pontos sobre a estrutura, neste caso, o motor. Para cada tamanho de motor foram medidas as frequências naturais dos seguintes componentes:

- carcaça (C);
- estator grampeado (EG);

- estator grampeado inserido na carcaça (EGC);
- estator bobinado (EB);
- estator bobinado inserido na carcaça (EBC).

Com essa seqüência de ensaios, pretendeu-se avaliar separadamente o efeito da carcaça e em seguida avaliar a constante k_{Cu} que, no modelo matemático, fornece o fator de acoplamento do enrolamento nas ranhuras. Os resultados são os valores das freqüências naturais e dos modos associados a elas conforme a Figura 5.1.

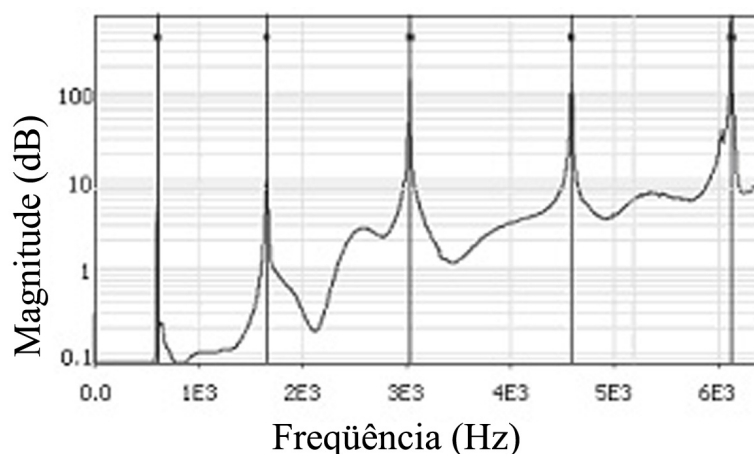


Figura 5.1 – Resposta em freqüência do pacote de chapas do estator da carcaça ABNT 160.

Para realizar os ensaios, foram usados os seguintes equipamentos:

- Unidade para aquisição de dados de 4 canais (4-Channel PULSE Data Acquisition Unit Type 3560C) da Brüel & Kjaer;
- Acelerômetro com eletrônica embutida (IEPE Accelerometer Type 4394) Brüel & Kjaer;
- Martelo de impacto com eletrônica embutida (Impact Hammer IEPE Type 2302-5) da Endevco;
- Software de Análise Modal/Modo de Deformação em Operação (ME'scope VES – Modal/ODS Analysis Software) da Brüel & Kjaer;
- Software de Processamento de Sinal (Pulse LabShop – Signal Processing Software) da Brüel & Kjaer.

A cada freqüência está associado um modo de vibração. Portanto, para relacionar a freqüência medida com a respectiva expressão analítica que a descreve, é necessário identificar o respectivo modo de vibração. Assim, para cada uma das freqüências apresentadas na Figura 5.1, determinou-se o modo de vibração associado a ela.

O ensaio foi realizado excitando a superfície interna do estator com o martelo modal e medindo a deformação radial com o acelerômetro em 12 pontos ao longo de sua circunferência interna em três posições em relação ao comprimento axial do estator: nas duas extremidades e no centro. A Figura 5.2 mostra o ensaio em um estator bobinado com a carcaça. A Figura 5.3 apresenta as imagens construídas com o software de análise de sinal a partir das amplitudes e frequências das deformações e a Figura 5.4 ilustra alguns modos de vibração obtidos experimentalmente.

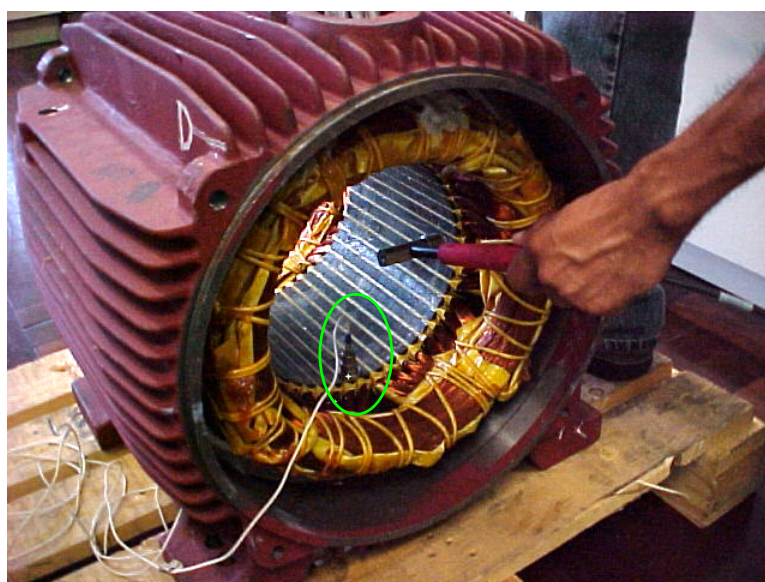


Figura 5.2 – Foto do ensaio: Análise modal com martelo de impacto.

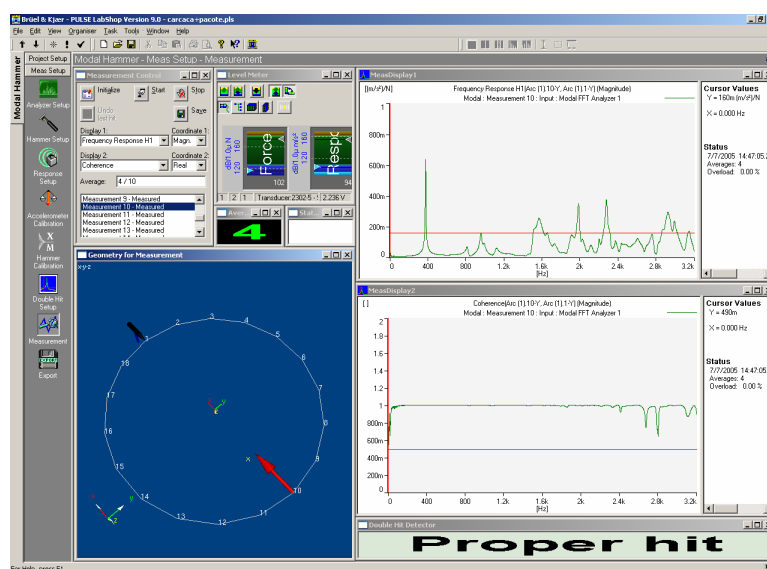


Figura 5.3 – Foto da tela do computador, mostrando o software de processamento de sinal.

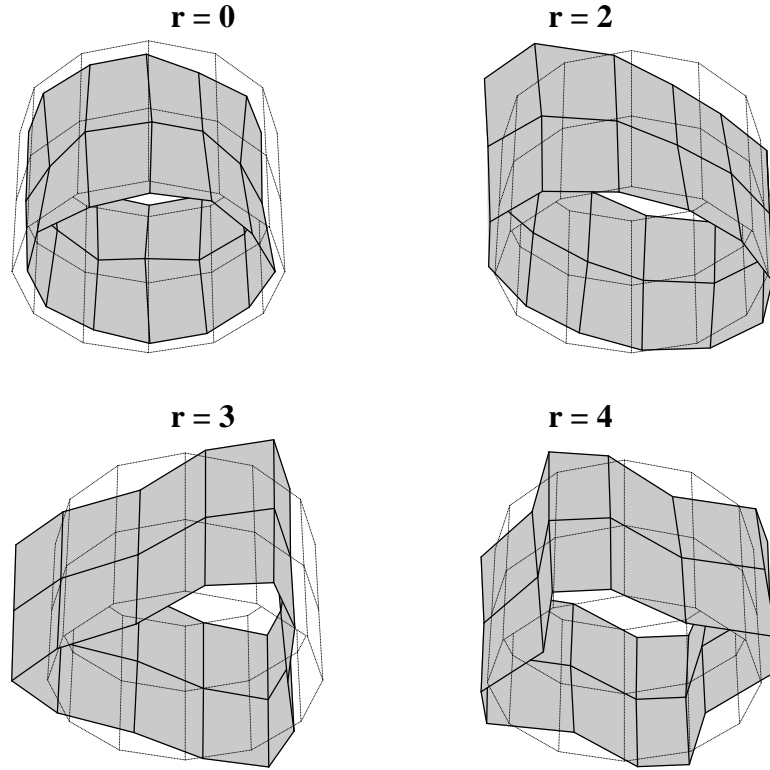


Figura 5.4 – Modos de vibração obtidos experimentalmente.

5.4 Resultados

Após realizar as medições na superfície interna do conjunto de estatores das carcaças ABNT 80, 160 e 225 com o auxílio do software de processamento de sinal (Pulse LabShop – Signal Processing Software), os dados obtidos no ensaio foram combinados e processados através do software de análise modal (ME'scopeVES – Modal/ODS Analysis Software). Os resultados são as frequências naturais e os respectivos modos de vibração mostrados na Tabela 5.1.

A partir de (5.1), obtém-se a expressão para Δx_I em função da frequência natural do motor medida para $r = 0$ conforme segue:

$$\Delta x_1 = \frac{E}{(2\pi R_{cm1} f_{nf0})^2 \gamma_{fe}} \quad (5.4)$$

De (5.3), pode-se concluir que Δx_I pode ser decomposto em duas parcelas: uma referente ao estator grampeado representada pela primeira parcela de (5.5) à direita do sinal de igualdade e outra referente ao enrolamento, representada pela segunda parcela.

$$\Delta x_1 = \frac{m_{c1} + m_{z1}}{m_{c1}} + \frac{k_{cu1} m_{Cu1}}{m_{c1}} \quad (5.5)$$

Assim, chamando a primeira parcela de (5.5) de Δx_{1EG} , que é o acréscimo de massa na coroa do estator devido aos dentes do estator, pode-se determinar o fator de acoplamento do enrolamento ao estator através de (5.6) para o modo de vibração zero.

$$k_{cu1} = (\Delta x_1 - \Delta x_{1EG}) \frac{m_{c1}}{m_{Cu1}} \quad (5.6)$$

TABELA 5.1 – Frequências Naturais dos estatores dos motores das carcaças ABNT 80, 160 e 225.

		Modo de vibração				
		0	2	3	4	5
Frequências Naturais [Hz]						
ABNT 80	Carcaça	-	704	1820	3840	-
	EG	12310	1540	4060	7114	10892
	EGC	-	1652	4220	-	-
	EB	11260	1220	3610	6638	9854
	EBC	10700	1500	4176	6196	8262
ABNT 160	Carcaça	-	341	652	1270	-
	EG	6122	603	1660	3033	4592
	EGC	5606	688	1753	2789	4935
	EB	5670	530	1540	2711	4162
	EBC	4912	621	1680	2657	-
ABNT 225	Carcaça	-	124	329	639	823
	EG	3858	370	1006	1860	2872
	EGC	3132	372	953	1980	2920
	EB	3432	312	986	1652	2708
	EBC	3048	334	1020	1770	2770

Com base nos resultados para o estator grampeado (EG) e para o estator bobinado (EB) apresentados na Tabela 5.1, obtém-se os valores para o fator de acoplamento do enrolamento de $k_{Cu1} = 0,504$; $k_{Cu1} = 0,607$ e $k_{Cu1} = 0,581$ para os motores das carcaças ABNT 80, 160 e 225, respectivamente. Como os fatores de acoplamento do enrolamento para os três motores apresentaram valores próximos entre si para o modo de vibração zero, é conveniente adotar um único valor representativo para estes motores. Assim, será adotada a média aritmética dos três valores encontrados, ou seja, $k_{Cu1} = 0,56$.

Análise semelhante foi realizada para $r \geq 2$, utilizando-se (5.2) e (5.3). No entanto, o equacionamento utilizado resultou em valores inconsistentes para o fator de acoplamento do enrolamento, atingindo valores de $k_{Cu1} > 1$, o que fisicamente é impossível, pois

representa que uma parcela da massa do enrolamento superior a 100% estaria acoplada ao pacote de chapas do estator. Os gráficos da Figura 5.5 representam essa situação. Estes resultados evidenciam que somente a correção do fator de acoplamento do enrolamento não é suficiente para se determinar com maior precisão as frequências naturais do estator para todos os modos de vibração.

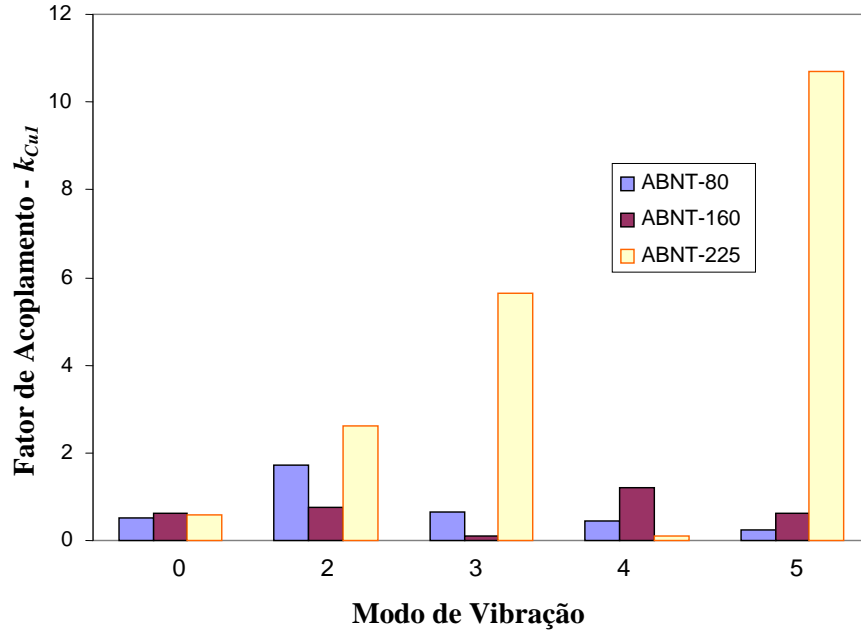


Figura 5.5 – Fator de acoplamento do enrolamento k_{CuI} em função do modo de vibração r .

A influência da carcaça pode ser considerada em duas etapas. Na primeira etapa, considera-se que a parcela da carcaça que se encontra em contato com o pacote de chapas adiciona rigidez ao conjunto. Embora a carcaça seja de ferro fundido e o pacote de chapas do estator, de aço, é uma boa aproximação considerar a espessura da carcaça como um acréscimo na espessura da coroa do estator (Δh_{cI}) e no raio médio da coroa ($Dh_{cI}/2$) para efeitos do cálculo da rigidez aumentada i_1' , conforme (5.7). A altura da coroa do estator é representada por h_{cI} .

$$i_1' = \frac{h_{cI} + \Delta h_{cI}}{2\sqrt{3} \left(R_{cmI} + \frac{\Delta h_{cI}}{2} \right)}. \quad (5.7)$$

No equacionamento da frequência natural de vibração, a influência da carcaça é considerada no cálculo da nova frequência f_{nfo}' para $r = 0$, conforme (5.8), já que o modo de vibração zero influencia diretamente na frequência dos demais modos.

$$f_{nf0}' = \frac{1}{2\pi \left(R_{cm1} + \frac{\Delta h_{c1}}{2} \right)} \sqrt{\frac{E}{\gamma_{fe} \cdot \Delta_{x1}}} \quad (5.8)$$

Na segunda etapa, considera-se o efeito da massa da carcaça na massa da coroa do estator, aumentando-a, porém sem adicionar rigidez. Esse efeito é considerado nas parcelas Δm_{Carc} e Δm_{c1} que representam respectivamente, o acréscimo de massa à coroa do estator devido à parte da carcaça sem contato com o pacote de chapas do estator e o acréscimo de massa da coroa do estator devido à parte da carcaça em contato com o pacote de chapas. Essas modificações alteram o equacionamento do fator de acréscimo de massa para a deformação radial Δx_1 , cujo novo valor, $\Delta x_1'$, é calculado conforme proposto a seguir:

$$\Delta x_1' = \frac{m_{c1} + m_{z1} + k_{Cu1} m_{Cu1} + \Delta m_{c1} + \Delta m_{carc}}{m_{c1} + \Delta m_{c1}} \quad (5.9)$$

Com Δm_{c1} dado por:

$$\Delta m_{c1} = \pi \cdot \left[\frac{(\phi_{int} + 2\Delta h_{c1})^2 - \phi_{int}^2}{4} \right] \cdot l \cdot \gamma_{fe} \quad (5.10)$$

e Δm_{carc} por:

$$\Delta m_{Carc} = m_{Carc} - \Delta m_{c1} \quad (5.11)$$

ϕ_{int} é o diâmetro interno da carcaça, Δh_{c1} é o acréscimo na espessura da coroa do estator, correspondente à espessura da carcaça, m_{Carc} é a massa total da carcaça e l é o comprimento do pacote de chapas do estator. A Tabela 5.2 apresenta os valores a serem incluídos no novo equacionamento.

TABELA 5.2 – Valores utilizados para considerar a carcaça no cálculo das frequências naturais.

Carcaça	Δh_{c1} [mm]	ϕ_{int} [mm]	m_{Carc} [kg]	l [mm]
ABNT 80	5,0	122,0	3,84	85,0
ABNT 160	7,0	240,0	26,50	260,0
ABNT 225	13,0	374,0	90,45	230,0

As alterações realizadas no equacionamento atingiram valores satisfatórios para o modo de vibração $r = 0$. Para os demais modos ($r \geq 2$) fez-se necessária a utilização de um

fator empírico para um ajuste nos valores obtidos. Este fator de correção, chamado de k_{BH} , conforme (5.12), multiplica as frequências naturais do estator de modo a minimizar o erro entre os valores obtidos por cálculo e os valores obtidos no ensaio. Utilizou-se um valor de k_{BH} igual a 0,93 que é o fator que ajusta a frequência natural para o motor da carcaça ABNT-160 para o modo de vibração igual a 2, que é o mais crítico para a geração do ruído acústico. O erro na frequência natural obtido para os demais motores analisados foi reduzido com a introdução do fator k_{BH} igual a 0,93, conforme pode ser visto ao comparar-se os gráficos das Figuras 5.6 e 5.7. Assim, por conveniência, ele será usado também para a correção do cálculo das frequências naturais dos demais motores, conforme proposto a seguir:

$$f_{nf'} = k_{BH} \cdot f_{nf0} \cdot i_1 \cdot r \frac{(r^2 - 1)}{\sqrt{r^2 + 1}} \frac{1}{\sqrt{1 + i_1^2 \left(\frac{r^2 - 1}{r^2 + 1} \right) \left(3 + r^2 \left(4 + \frac{\Delta m_1}{\Delta x_1} \right) \right)}} \quad (5.12)$$

Utilizando-se então o equacionamento proposto, obtêm-se as frequências naturais para cada carcaça e modo de vibração, conforme mostradas na Tabela 5.3.

TABELA 5.3 – Frequências Naturais – Resultados de cálculo.

Frequências Naturais do estator [Hz]						
Carcaças	Tipo de estator	Modo de Vibração				
		0	2	3	4	5
ABNT 80	EB	11117	1314	3520	6300	9434
	EBC	8930	1448	3762	6521	9486
ABNT 160	EB	5600	530	1445	2642	4042
	EBC	4849	624	1662	2960	4410
ABNT 225	EB	3361	300	819	1498	2293
	EBC	2728	352	936	1664	2474

Os gráficos da Figura 5.6 mostram o erro percentual dos valores de frequência de vibração natural do estator bobinado inserido na carcaça (EBC), que é o caso de maior interesse, calculados conforme (5.8) e (5.12) para as três carcaças sob análise, sem considerar o fator k_{BH} . Os gráficos da Figura 5.7, por sua vez, mostram os erros relativos, considerando a correção através do fator k_{BH} .

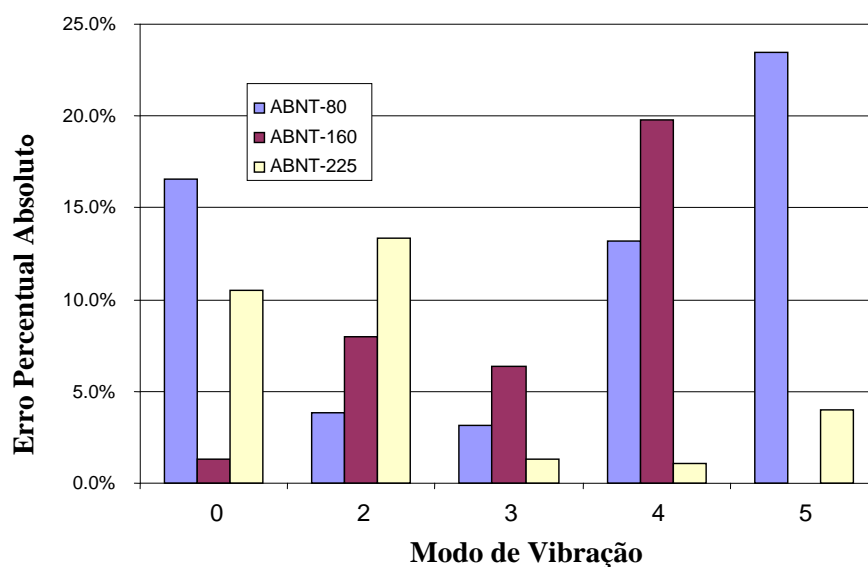


Figura 5.6 – Erro percentual entre a frequência natural de vibração calculada e os valores de ensaio.

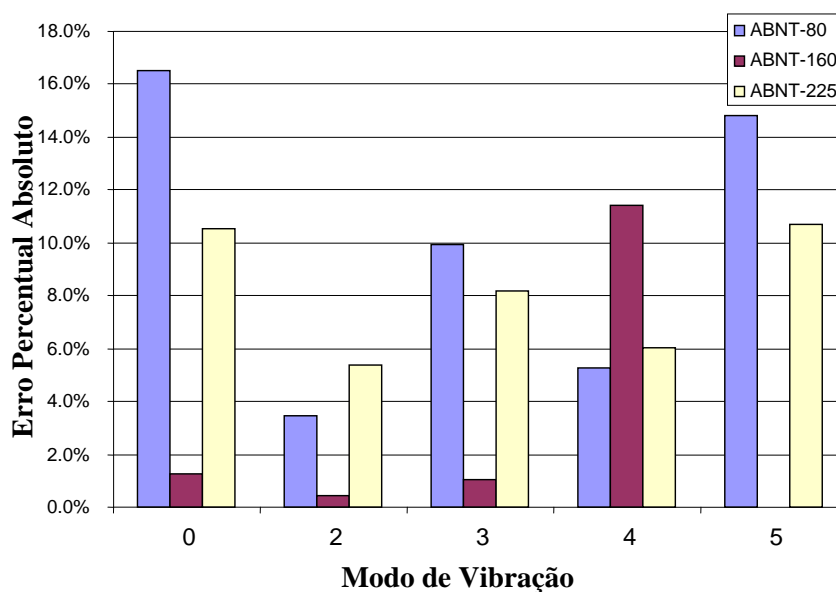


Figura 5.7 – Erro percentual entre a frequência natural de vibração calculada corrigida com o fator k_{BH} e os valores de ensaio.

5.5 Conclusões

- Foi apresentada uma metodologia de ensaio capaz de medir as frequências naturais de vibração para qualquer tamanho de carcaça de motores de indução trifásicos de baixa tensão. O método para determinar a influência dos enrolamentos e da carcaça de ferro fundido nas frequências naturais de estatores de motores de indução trifásicos

apresentou erro máximo na ordem de 16% para os modos de vibração mais importantes ($r \leq 3$).

- Comparando-se os valores encontrados através do equacionamento proposto em (5.8) e (5.12) com os dados obtidos no ensaio, pode-se perceber que os maiores desvios absolutos em relação aos valores calculados encontram-se nas medidas realizadas na carcaça ABNT 80. No entanto, esse fato é de menor importância pois a faixa de frequência de interesse para o ruído é geralmente de 500 Hz a 5000 Hz, e os maiores erros foram encontrados para as frequências superiores a 5000 Hz. Sons com frequências diferentes dessa faixa têm suas amplitudes fortemente atenuadas pelo ouvido humano, tornando-se menos importantes na percepção do ruído. Outro fator importante a ser mencionado é a dificuldade de medição e a perda de precisão do equipamento utilizado quando as frequências de interesse ultrapassam 6 kHz.
- Considerando que para a análise realizada são importantes apenas os modos de vibração menores ou iguais a cinco ($r \leq 5$), os valores calculados apresentam uma ótima aproximação em relação aos valores medidos. Os modos de vibração iguais ou superiores a seis ($r \geq 6$) não apresentam tanta importância, pois, comparativamente aos modos de vibração mais baixos, a coroa do estator apresenta menores amplitudes de deformação para esses modos, produzindo assim, menores níveis de ruído. Observa-se também a partir das Tabelas 5.1 e 5.3 que, à medida que o modo de vibração aumenta, a frequência natural também aumenta. Para os motores até a carcaça ABNT 160, a frequência natural para os modos de vibração acima de seis apresenta valores superiores às frequências de excitação, não trazendo qualquer perigo de ressonância. No entanto, para motores de carcaças acima da ABNT 160, deve-se considerar a possibilidade de ressonância para modos de vibração mais altos, usualmente até dez para motores de baixa tensão até a carcaça ABNT 355.
- Os enrolamentos contribuíram para um acréscimo na massa do sistema através do fator de acoplamento do enrolamento, cujo valor foi levantado experimentalmente para os motores em questão. No entanto, apenas um percentual da massa total do enrolamento deve ser considerado, porque a massa impregnada dos enrolamentos não está rigidamente acoplada ao pacote de chapas do estator para os níveis de vibração em questão, principalmente as cabeças de bobinas. Pelo mesmo motivo, foi considerado que o enrolamento não adiciona rigidez ao estator. Este conceito, no entanto, parece não ser totalmente verdadeiro e merece ser melhor investigado em trabalhos futuros.

- A influência da carcaça foi dividida em duas etapas: a primeira parcela refere-se à parte da carcaça que se encontra em contato com a superfície externa do pacote de chapas, cujo efeito é o de acréscimo do raio médio da coroa do estator, adicionando rigidez à estrutura. A segunda parcela da carcaça contribui apenas com um acréscimo de massa. Nesta parcela são considerados os pés da carcaça e toda a parte da estrutura que não está em contato direto com o pacote de chapas. Esta consideração apresentou bons resultados experimentais, uma vez que os valores calculados das frequências para as estruturas com a carcaça apresentaram valores mais próximos dos ensaiados após ter sido feita esta consideração.

6. INFLUÊNCIA DA EXCENRICIDADE NO AUMENTO DO RUÍDO MAGNÉTICO E DA VIBRAÇÃO – CAUSA FUNDAMENTAL

6.1 Introdução

Em um motor ideal, o rotor está centralizado em relação ao estator, e as forças magnéticas radiais, segundo o tensor de Maxwell, estão equilibradas em direções opostas, cuja resultante é nula e, conseqüentemente, não causando qualquer deflexão do rotor. Mas esta situação não é verdadeira na prática, onde certo nível de excentricidade sempre existe. Neste caso, há uma força resultante direcionada para o mínimo entreferro com um modo de excitação igual a um, cuja origem é a interação entre a onda fundamental de indução da máquina (com p pares de pólos) e as harmônicas de indução devido à excentricidade com $p \pm 1$ pares de pólos, onde p é o número de pares de pólos do motor. Este assunto é abordado extensamente pela literatura como em [14], [17-19], [23-27], [33] e [34] e já foi discutido no capítulo 3. Contudo, conforme [27] e [30], para grandes excentricidades é importante considerar outras harmônicas de excentricidade além daquelas com pares de pólos $p \pm 1$, tais como $p \pm 2$ e $p \pm 3$.

As harmônicas de indução com estes pares de pólos interagem com a fundamental, gerando forças com modos de excitação iguais a 2 e 3, respectivamente. Neste caso, a frequência de excitação é igual a duas vezes a frequência da onda fundamental para a excentricidade estática e duas vezes a frequência da onda fundamental mais e menos a frequência de rotação para a excentricidade dinâmica. Estas frequências, por serem relativamente baixas – 120 Hz para o caso da excentricidade estática, se a fundamental for 60 Hz – são particularmente importantes apenas para a vibração. Em relação ao ruído acústico de origem magnética, as frequências importantes são geralmente maiores do que duas vezes a frequência da onda fundamental.

No entanto, devido à excentricidade, forças com frequências mais altas também são geradas. Quando se combinam, por exemplo, as harmônicas de indução do rotor devido à excentricidade com as harmônicas de ranhura ou de enrolamento do estator, as forças geradas apresentam frequências que dependem do número de ranhuras do rotor, do número de pólos e da frequência fundamental, e geralmente se situam na faixa de frequência entre 500 Hz e 2000 Hz, onde o ouvido humano é bastante sensível. É possível também que, no caso citado, devido à combinação entre os pares de pólos de cada onda de indução

envolvida, a força resultante tenha um baixo modo de excitação. Dependendo do nível de excentricidade, o modo de excitação igual a dois, que é o mais crítico para a geração do ruído acústico, poderá sobressair-se, o que não acontece no caso de pequenas excentricidades.

As forças radiais de origem magnética devido a pequenas excentricidades apresentam um comportamento linear com a própria excentricidade e somente a Força Magnética Desbalanceada é considerada. No caso de excentricidade estática, ela é constante e não gera ruído. No entanto, no caso de excentricidade dinâmica, a vibração associada à rotação do rotor excêntrico gera ruído de baixa frequência. Por outro lado, não foi encontrada literatura que examina o comportamento do ruído para grandes excentricidades. Portanto, este capítulo apresenta os fundamentos teóricos sobre a influência da excentricidade na geração do ruído acústico de origem magnética em motores de indução trifásicos e apresenta resultados experimentais, evidenciando se, de fato, os modos de excitação de baixa ordem são os responsáveis pelo aumento significativo no ruído acústico gerado pelos motores de indução com grandes excentricidades.

6.2 A importância do modo de excitação igual a dois

Conforme visto detalhadamente no capítulo 4, pode-se concluir que para valores usuais de p , N_1 e N_2 , considerando $k = 2$ ou $k = 3$ (usualmente desprezados), (4.12) e (4.13) conduzem a modos de excitação de baixa ordem, incluindo o modo dois, que é o mais importante na geração do ruído acústico de origem magnética. Esta afirmação pode ser mais bem entendida se for analisado o comportamento vibratório da coroa do estator para cada modo de excitação.

A amplitude de deformação radial máxima y_r da superfície da coroa do estator, de acordo com [4], [14] e [39], é dada por (6.1) a (6.3) a seguir, para cada um dos modos de vibração:

a) Para $r = 0$:

$$y_{r0} = P_r \cdot \frac{D_{e1}}{2E} \cdot \frac{R_{cm1}}{h_{c1}} \cdot \eta. \quad (6.1)$$

b) Para $r = 1$:

Neste caso, a deformação radial do estator não é determinada, pois ocorre apenas a flexão do rotor.

c) Para $r = 2$:

$$y_r = y_{r0} \cdot \frac{1 + 3i_1^2 (r^2 - 1)}{i_1^2 (r^2 - 1)^2} \quad (6.2)$$

P_r é o valor máximo da densidade de força de origem magnética (pressão magnética).

D_{el} é o diâmetro externo do estator

R_{cm1} é o raio médio da coroa do estator.

h_{c1} é a altura da coroa do estator.

E é o módulo de elasticidade.

h é o fator de ressonância.

$i_1 = \frac{h_{c1}}{2\sqrt{3}R_{cm1}}$ é a rigidez da coroa do estator.

A figura 6.1 a seguir mostra as grandezas geométricas D_{el} , R_{cm1} e h_{c1} , além do entreferro δ .

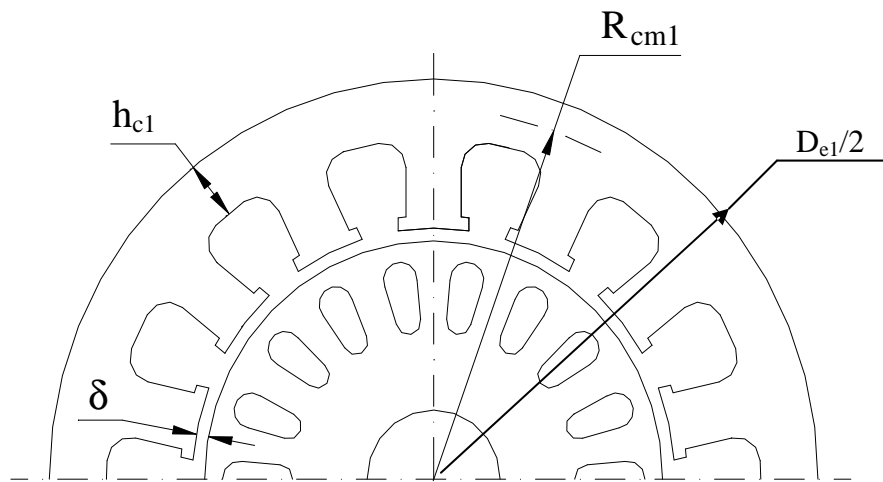


Figura 6.1 – Desenho do estator e do rotor de um motor de indução.

A tabela 6.1 apresenta as amplitudes de deformação da coroa do estator calculados conforme (6.1) e (6.2) em relação à deformação para o modo zero, tomado como referência (amplitude igual a 1 p.u.). Fica evidente o quão é importante o modo de excitação $r = 2$ sobre os demais modos para a deformação da coroa do estator em função da espessura relativa da coroa. A resposta da coroa do estator à excitação, ou seja, o modo como ela

vibra é idêntico à distribuição da força, mas é chamado de modo de vibração, conforme apresentado na Figura 2.5, para diferenciá-lo do modo de excitação. Do ponto de vista da vibração ou do ruído, o modo de excitação é a causa e o modo de vibração é o efeito.

Percebe-se claramente que, em todas as situações, a deformação é máxima para o modo de vibração igual a dois ($r = 2$). Especialmente no caso de a altura da coroa ser pequena, a deformação pode atingir valores muito elevados quando comparada com a deformação para o modo de vibração zero ($r = 0$). Neste caso, a espessura da carcaça, até então desconsiderada, passa a ter uma influência que não pode ser mais desprezada. Ela aumenta a rigidez e a massa da coroa do estator. Há, no entanto, uma dificuldade prática: estabelecer analiticamente o quanto a carcaça está rigidamente acoplada ao estator. Este assunto foi abordado no capítulo 5.

TABELA 6.1 - Deformação relativa da coroa do estator (y_r/y_{r0}) em função da relação altura da coroa/raio médio da coroa (h_{c1}/R_{cm1}) para diversos modos de vibração, tendo como referência a deformação para o modo de vibração $r = 0$.

y_r/y_{r0}		Modo de Vibração							
		0	2	3	4	5	6	7	8
h_{c1}/R_{cm1}	0,05	1	534,3	75,4	21,5	8,5	4,0	2,1	1,3
	0,10	1	134,3	19,1	5,5	2,2	1,1	0,6	0,4
	0,15	1	60,3	8,7	2,6	1,0	0,5	0,3	0,2
	0,20	1	34,3	5,1	1,5	0,6	0,3	0,2	0,1
	0,25	1	22,3	3,4	1,0	0,5	0,2	0,1	0,1
	0,30	1	15,8	2,5	0,8	0,4	0,2	0,1	0,1
	0,35	1	11,9	1,9	0,6	0,3	0,2	0,1	0,1
	0,40	1	9,3	1,5	0,5	0,3	0,1	0,1	0,1

Resta analisar ainda os valores usuais de altura da coroa do estator em relação ao seu raio médio. A tabela 6.2 apresenta esta relação para os motores de indução de baixa tensão das carcaças ABNT 63 a ABNT 315, de 2, 4, 6 e 8 pólos, fabricados pela WEG Equipamentos Elétricos S.A. – Motores.

TABELA 6.2 – Altura da coroa do estator h_{c1} em relação ao raio médio da coroa R_{cm1} .

h_{c1}/R_{cm1}		Número de pólos do motor de indução			
		2 pólos	4 pólos	6 pólos	8 pólos
CARCAÇA ABNT	63	-	0,174	-	-
	71	0,310	0,170	-	-
	80	0,280	0,157	0,157	0,157
	90	0,320	0,175	0,175	0,175
	100	0,257	0,184	0,132	0,132
	112	0,294	0,186	0,135	0,122
	132	0,310	0,178	0,136	0,123
	160	0,302	0,182	0,128	0,128
	180	0,320	0,195	0,136	0,136
	200	0,261	0,195	0,128	0,128
	225/250	0,342	0,200	0,126	0,126
	280/315	0,335	0,192	0,159	0,159
	315B	0,277	0,163	0,120	0,120
	h_{c1}/R_{cm1} Média	0,301	0,181	0,139	0,137

A tabela 6.2 mostra que a relação entre a altura da coroa do estator e o seu raio médio é praticamente a mesma para qualquer tamanho de motor, porém varia com a polaridade dele. Os motores com maior número de pólos apresentam coroas mais estreitas, com o objetivo de reduzir a quantidade de material ferromagnético, já que o fluxo magnético que as atravessa é menor do que o das coroas de motores de menor polaridade. Portanto, as coroas dos motores de mais alta polaridade ficam sujeitas a maiores deformações. Considerando ainda que o ruído de origem magnética muitas vezes é a principal fonte de ruído para os motores auto-ventilados de altas polaridades, uma vez que o ruído das outras fontes, como o do ventilador e do rolamento é baixo para baixas rotações, conclui-se que a espessura da coroa exerce um papel importante na geração do ruído magnético de motores de 6 pólos ou mais.

Para os motores de 6 e 8 pólos, a relação entre a altura da coroa e o seu raio médio está em torno de 0,14. Isto significa que, de acordo com (6.1) e (6.2), para forças de excitação de mesma amplitude, aquela com modo de excitação igual a dois causará uma deformação igual a 67 vezes a causada pela força com modo de excitação zero. Por sua

vez, para motores de 2 pólos, cuja relação está em torno de 0,30, a deformação para o modo dois seria de aproximadamente 16 vezes a do modo zero.

Assim, as forças causadas pela harmônica de indução devido à segunda harmônica de permeância de excentricidade, mesmo possuindo amplitudes inferiores a outras forças, podem ser representativas se apresentarem modo de excitação igual a dois e frequência dentro da faixa de interesse para o ruído acústico. Considerando que o número de ranhuras do estator N_1 e o do rotor N_2 são geralmente pares, o modo de excitação igual a dois vai aparecer sempre que, segundo (4.16), $2p \pm (N_2 - N_1)$ for igual a zero ou a quatro.

A tabela 6.3 apresenta as frequências e os modos de excitação resultantes da interação entre as harmônicas de indução do estator (de ranhuras e de enrolamento) e as harmônicas de excentricidade do rotor para o motor de 1 cv, 8 pólos, 380 V, 60 Hz, 36 ranhuras no estator e 44 ranhuras no rotor, utilizado nos ensaios. Considerando-se uma excentricidade estática elevada, o que leva a admitir que a segunda harmônica de permeância é significativa, ou seja, fazendo-se $k = 2$, percebe-se que o modo de excitação igual a dois passa a existir. A influência do modo dois no ruído acústico de origem magnética está apresentada nos resultados dos ensaios. A influência da terceira harmônica de permeância, ou seja, $k = 3$, é muito pequena e pode ser desprezada, pois, além de a onda de permeância ter uma amplitude pequena, ela não gera ondas de força com o modo de excitação igual a dois nas frequências de interesse.

TABELA 6.3 – Modos de excitação e frequências do ruído acústico de origem magnética devido à excentricidade (motor de 1 cv, 8 pólos, 380 V, 60 Hz, 36 ranhuras no estator e 44 no rotor).

Modo de excitação r				Frequência do ruído f_r [Hz]
Sem excentricidade	Com excentricidade			
	$k=1$	$k=2$	$k=3$	
0, 12	1, 11, 13	2 , 10, 14	3, 9, 15	535,0
4, 6, 8	3, 5, 7, 9	2 , 6, 10	1, 5, 7, 11	654,0
4, 16	3, 5, 15, 17	2 , 6, 14	1, 7, 13	773,0

Os modos de excitação apresentados na tabela 6.3 indicam que não podem ser desprezadas, a priori, as ondas de densidade de permeância com $k = 2$, uma vez que o modo de excitação igual a dois é o mais importante na geração do ruído acústico de origem magnética.

6.3 Frequências naturais e modos de vibração do motor sob teste

Para o motor ensaiado, os principais modos de vibração e as respectivas frequências das ondas de força relativas à excentricidade, bem como as frequências naturais de flexão do pacote de chapas do estator estão listados na Tabela 6.4. Para cada modo de excitação da onda de força, a coroa do estator responde com idêntico modo de vibração da deformação ao qual está associada uma frequência natural do estator. Assim, a ressonância somente ocorre se a frequência da onda de deformação da coroa do estator para um determinado modo de vibração coincidir (ou se aproximar) com a frequência natural do estator para este mesmo modo de vibração. Pode ser visto na Tabela 6.4 que, para um mesmo modo de vibração r , a frequência da onda de força (excitação) e a frequência natural do estator estão muito longe uma da outra. Portanto, nenhuma ressonância era esperada, como de fato, foi comprovado nos testes. Uma boa concordância entre as frequências naturais calculadas (e corrigidas) e as medidas foi encontrada. No entanto, para determinar com maior precisão as frequências naturais de qualquer motor com carcaça de ferro fundido, foi desenvolvido empiricamente um procedimento de cálculo que corrige as atuais equações empregadas no cálculo das frequências naturais, levando em consideração o efeito dos dentes do estator, da carcaça e dos enrolamentos. Este procedimento foi apresentado detalhadamente no capítulo 5.

TABELA 6.4 – Principais modos de vibração e frequências devido à excentricidade para o motor sob teste.

Modo de vibração r	Frequência do ruído f_r [Hz]	Frequência Natural de Flexão (calculada) [Hz]	Frequência Natural de Flexão (calculada e corrigida) ^(A) [Hz]	Frequência Natural de Flexão (ensaiada) ^(B) [Hz]	Erro (%) = $\frac{(A)-(B)}{(B)} \cdot 100\%$
0	535,0	10304,0	10614,1	10200,0	4,1%
1	535,0	não calculada	não calculada	713,0	-
2	535,0 654,0 773,0	1437,0	1483,2	1690,0	-12,2%
3	654,0 773,0	3811,3	3947,1	4170,0	-5,3%

Para medir a frequência natural de vibração, um ponto na superfície externa do núcleo do estator foi excitado por um martelo modal e a respectiva aceleração foi medida através de um analisador de espectros em diversos pontos ao longo do comprimento do núcleo do estator. Os resultados foram tratados, usando-se um software de análise modal, cujos detalhes foram apresentados no capítulo 5.

6.4 Verificação Experimental

O equipamento mostrado na Figura 6.2 é um motor de indução trifásico sem carcaça e com tampas e mancais projetados especialmente para permitir o deslocamento vertical do rotor e, com isto, controlar a excentricidade. O motor escolhido para teste é um motor de indução trifásico de gaiola de 1 cv, 8 pólos, 380 V, 60 Hz, 36 ranhuras no estator, 44 ranhuras no rotor, inclinação das ranhuras do rotor de um passo de ranhura do estator e entreferro igual a 1 mm ($\delta = 1\text{mm}$).

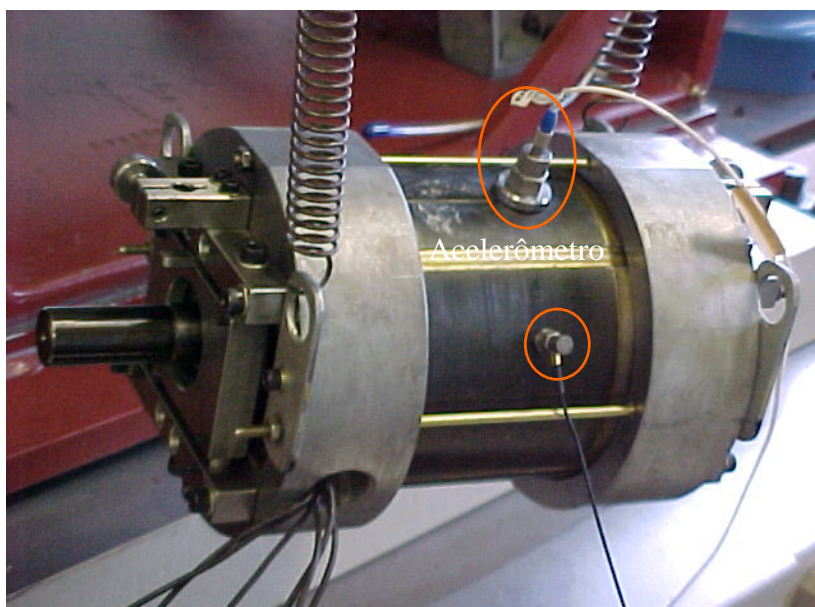


Figura 6.2 – Motor com dispositivo para controle da excentricidade em ambos os lados.

Originalmente, este motor possuía entreferro de 0,3mm. No entanto, após várias tentativas infrutíferas de realizar os ensaios, variando o entreferro, foi decidido aumentá-lo para 1 mm de modo a obter uma maior precisão nos resultados. Como nesta nova condição, a corrente em vazio aumentou significativamente, foi necessário reduzir a tensão

para 300 V de modo a evitar sobreaquecimento do motor e permitir a realização dos ensaios. Consequentemente, o Nível de Pressão Sonora medido reduziu-se em relação ao original. Contudo, esta redução no ruído não invalida as experiências, uma vez que o que se busca é a análise comparativa entre os níveis de ruído do motor em função da variação da excentricidade.

Existem algumas razões para este motor ter sido escolhido:

- O ruído magnético é a principal fonte de ruído para motores de 8 pólos.
- A combinação de ranhuras (36/44) não gera por si só, força magnética desbalanceada. Neste motor, somente a excentricidade pode gerar a força magnética desbalanceada.
- Não existe ressonância, uma vez que as frequências das harmônicas de força estão muito afastadas das frequências naturais do estator para todos os modos de excitação.
- O motor é suficientemente pequeno para permitir ser manuseado facilmente muitas vezes. De outra forma, seria muito complicado e demorado realizar tantas medições como as que foram realizadas neste motor.

Para evitar a influência do ruído gerado pelo sistema de ventilação, o motor foi construído e ensaiado sem ventilador. Da mesma forma, para evitar a influência de outras fontes geradoras de ruído, o motor foi ensaiado em vazio em câmara acústica semi-reverberante e com fonte de tensão senoidal independente da rede comercial. As medições foram realizadas com o microfone colocado a um metro de distância do motor. O ruído foi medido como Nível de Pressão Sonora em dB(A) e a vibração foi medida como deslocamento em metros.

Para determinar experimentalmente os modos de vibração para cada uma das frequências de interesse, foi medida a deformação do pacote de chapas do estator com o motor em funcionamento. Esta medição, aplicada à determinação do ruído acústico de origem magnética, é uma das contribuições originais desta pesquisa. Na área de vibrações, esta técnica é conhecida como ODS (Operational Deflection Shape). Com ela é possível visualizar a forma de vibrar de uma estrutura sujeita às forças normais de operação, permitindo ainda, através do espectro de frequência, separar cada frequência de excitação atuante. O ensaio consiste em posicionar um acelerômetro de referência em um ponto da estrutura para medir a amplitude de vibração nesse local. Um segundo acelerômetro é colocado sequencialmente em outros pontos pré-definidos dessa estrutura. São realizadas medições de amplitude e fase relativas ao primeiro acelerômetro para cada ponto e, através

de um software de análise modal, os dados são processados, resultando em uma animação com a forma de vibrar da estrutura para qualquer frequência de excitação de interesse.

Para observar os efeitos da excentricidade na vibração do motor, uma análise ODS foi feita em 16 pontos distribuídos ao longo do perímetro externo da circunferência do estator. O motor foi suspenso por meio de molas para que não houvesse influência da base e alimentado com tensão de 300 V e frequência nominal. Diversas medições foram realizadas com o motor em vazio para excentricidades relativas de 0%, 50% e 75%.

Inicialmente, o rotor foi posicionado no centro geométrico do estator. Os ensaios, deslocando-se o rotor para cima, correspondem aos valores positivos de excentricidade. Por outro lado, os valores de excentricidade negativos correspondem ao deslocamento do rotor para baixo. A tabela 6.5 apresenta a lista de equipamentos e softwares usados nos ensaios.

TABELA 6.5 - Equipamentos e Softwares usados no ensaio.

4-Channel Pulse Data Acquisition Unit Type 3560C
IEPE Accelerometer Type 4394
IEPE Accelerometer Type TED 751A12
MEscopeVES – Modal / ODS Analysis Software
Pulse LabShop – Signal Processing Software

6.5 Resultados

A Figura 6.3 apresenta os gráficos do Nível de Pressão Sonora na escala A em função da excentricidade relativa do entreferro (medições com o motor em vazio) para as frequências de 535, 654 e 773 Hz. Estas são as frequências relacionadas à excentricidade e que foram determinadas na Tabela 6.3. Semelhantemente, a Figura 6.4 apresenta os níveis de vibração na superfície externa do estator para as mesmas frequências.

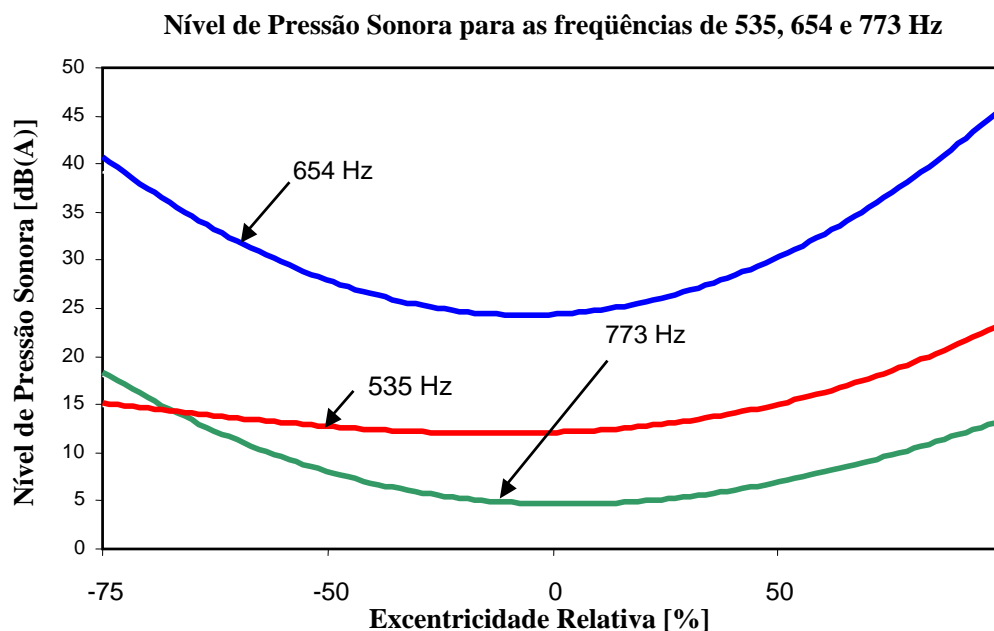


Figura 6.3 – Nível de pressão sonora em função da excentricidade para as frequências de 535, 654 e 773 Hz.

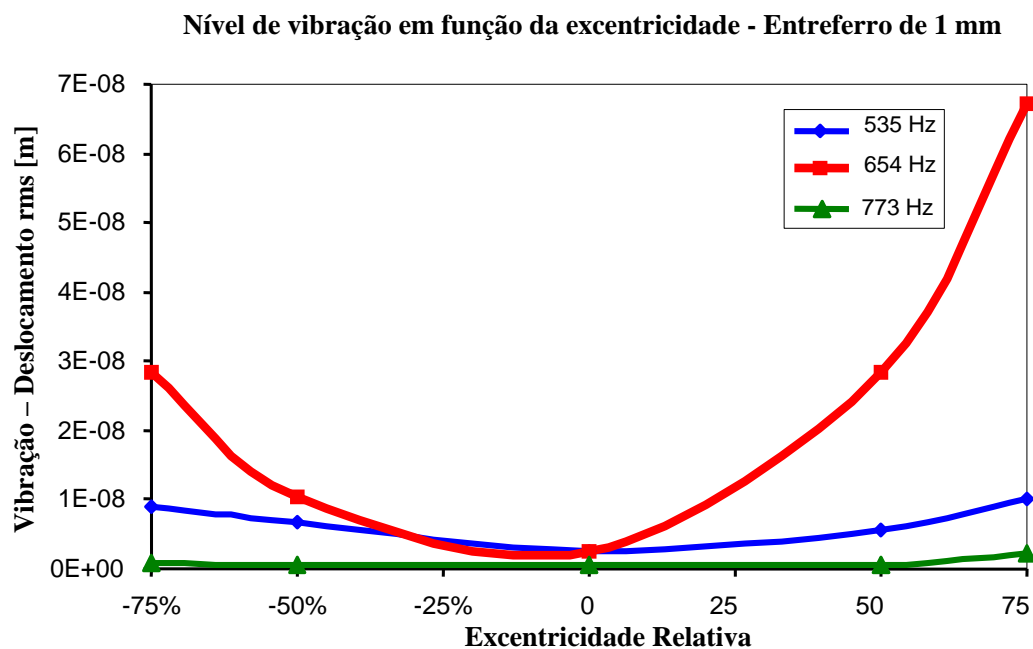


Figura 6.4 – Vibração em função da excentricidade para as frequências de 535, 654 e 773 Hz.

Estes resultados evidenciam o caráter não linear tanto do ruído quanto da vibração, explicado somente pelo surgimento do modo de excitação igual a dois para as altas excentricidades. Caso contrário, o ruído e a vibração não seriam tão acentuados. Observa-se também que a frequência de 654 Hz é, de longe, a mais dependente da excentricidade.

Em um caso ideal, os deslocamentos para cima e para baixo do rotor (excentricidade positiva e negativa, respectivamente) deveriam apresentar resultados semelhantes. No entanto, a superfície interna do estator nem sempre é perfeitamente cilíndrica, ou algumas lâminas do estator poderiam estar levemente deslocadas para cima ou para baixo em relação às demais, fazendo com que o centro geométrico não coincida com o centro magnético, ou ainda alguma pequena excentricidade ao longo do comprimento axial do entreferro. Isto explica o comportamento assimétrico do nível de ruído da Figura 6.3 e o de vibração da Figura 6.4.

As Figuras 6.5, 6.6 e 6.7 apresentam, respectivamente, os espectros de frequência da vibração (medida em deslocamento) sobrepostos de todos os 16 pontos de medição para 0%, 50% e 75% de excentricidade relativa positiva. A partir delas, pode-se perceber claramente o efeito que a excentricidade causa em determinadas frequências do espectro. O gráfico da Figura 6.5 mostra os valores de vibração para o caso sem excentricidade, onde já aparecem as frequências de 534, 654 e 773 Hz devido a outras combinações de harmônicas de indução (as pequenas variações nas frequências devem-se à imprecisão no posicionamento do cursor do analisador de espectros sobre o gráfico). As amplitudes de vibração são baixas, destacando-se, entre elas, uma frequência cuja causa é o rolamento.

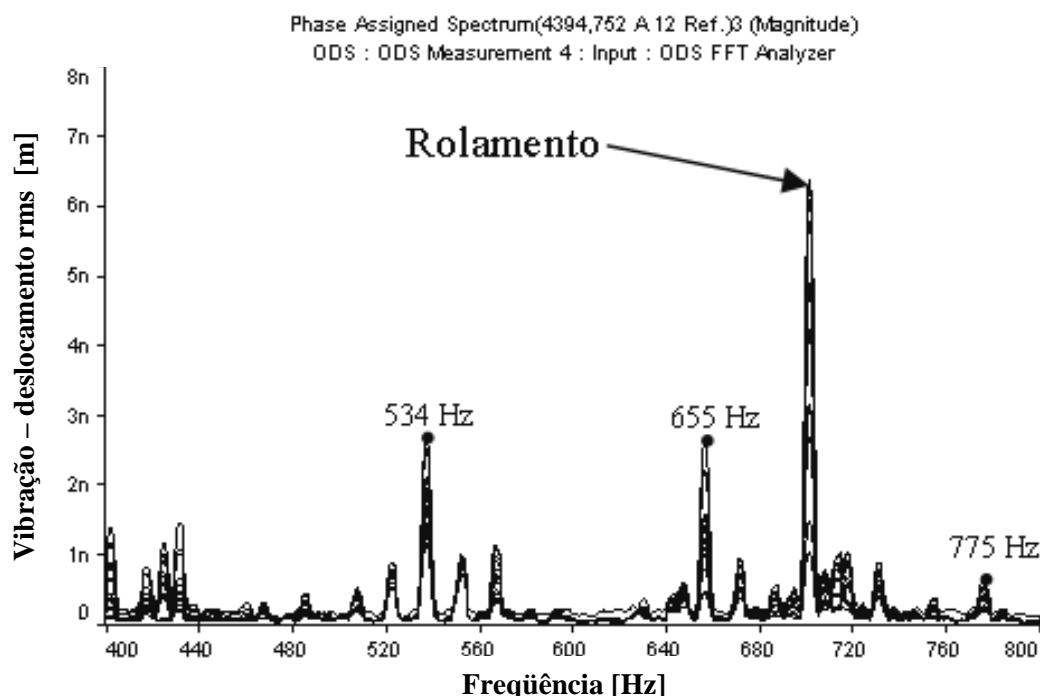


Figura 6.5 – Deslocamento em nanômetros do ponto 1 ao 16 da superfície do estator com 0% de excentricidade relativa.

Observando-se os gráficos das Figuras 6.6 e 6.7 a seguir, para excentricidades de 50% e 75%, fica evidente o aumento na vibração do motor à medida que a excentricidade aumenta, principalmente para a frequência de 654 Hz.

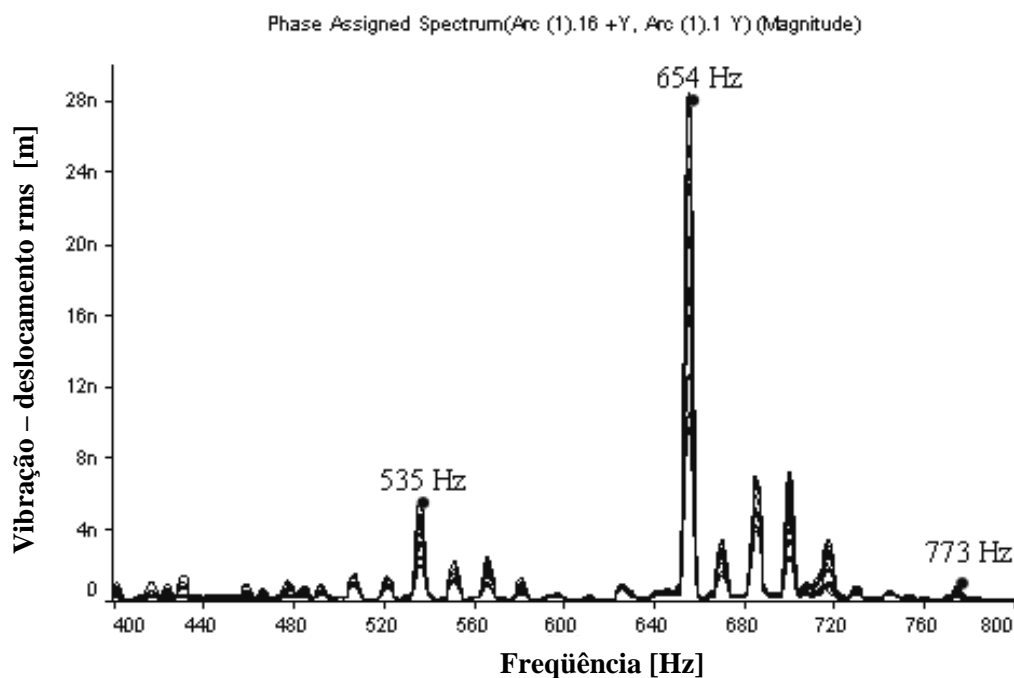


Figura 6.6 – Deslocamento em nanômetros do ponto 1 ao 16 da superfície do estator com 50% de excentricidade relativa.

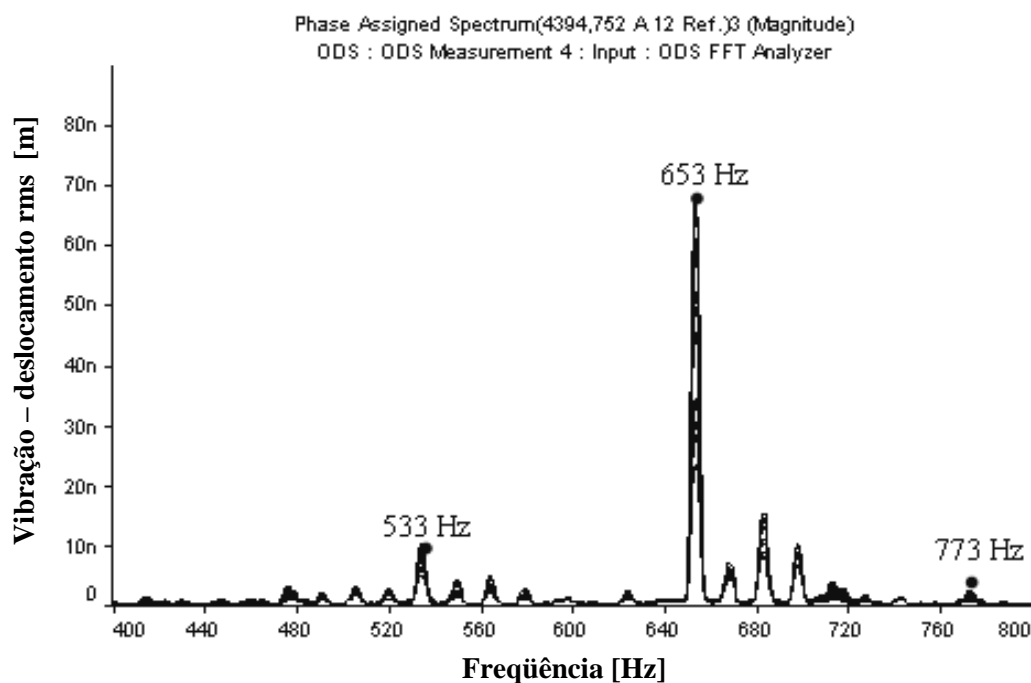


Figura 6.7 – Deslocamento em nanômetros do ponto 1 ao 16 da superfície do estator com 75% de excentricidade relativa.

As Tabelas 6.6, 6.7 e 6.8 apresentam as deformações do pacote de chapas do estator para diferentes valores de excentricidade, para aquelas frequências apresentadas na Tabela 6.3. O modo de vibração igual a um aparece sempre em qualquer motor de indução que possua alguma excentricidade. A força que atua no entreferro associada ao modo de excitação igual a um está dirigida para a posição de mínimo entreferro e tende a deslocar o pacote de chapas de modo a aumentar ainda mais a excentricidade. Normalmente, o estator é mais rígido do que o rotor para o modo de vibração igual a um e este, por conseguinte, é quem se deforma com mais intensidade. No entanto, mesmo se deformando menos, as medições foram realizadas no estator, pois a vibração dele é a responsável pela geração do ruído acústico de origem magnética.

Desta forma, para poder avaliar com mais clareza a influência da excentricidade na vibração e no ruído acústico devido ao aparecimento de um modo de vibração igual a dois – objetivo principal desta pesquisa – as deformações medidas foram “filtradas” para retirar a componente de modo um, deslocando-se o baricentro da figura original para a origem do sistema de coordenadas. As Tabelas 6.6, 6.7 e 6.8 a seguir apresentam as medições originais e as medições “filtradas”.

TABELA 6.6 – Deformação do estator em 535 Hz através da análise ODS.

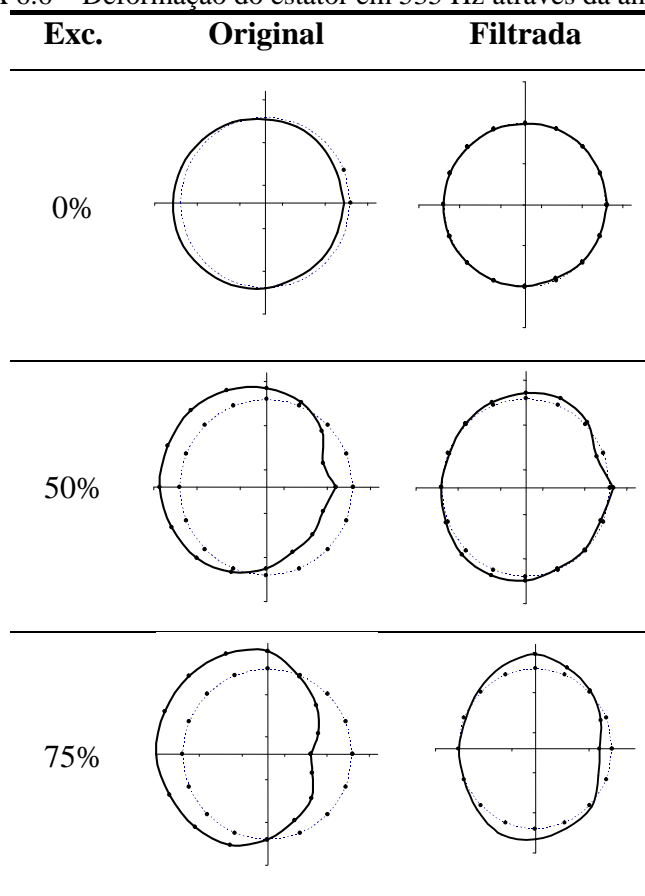


TABELA 6.7 – Deformação do estator em 654 Hz através da análise ODS.

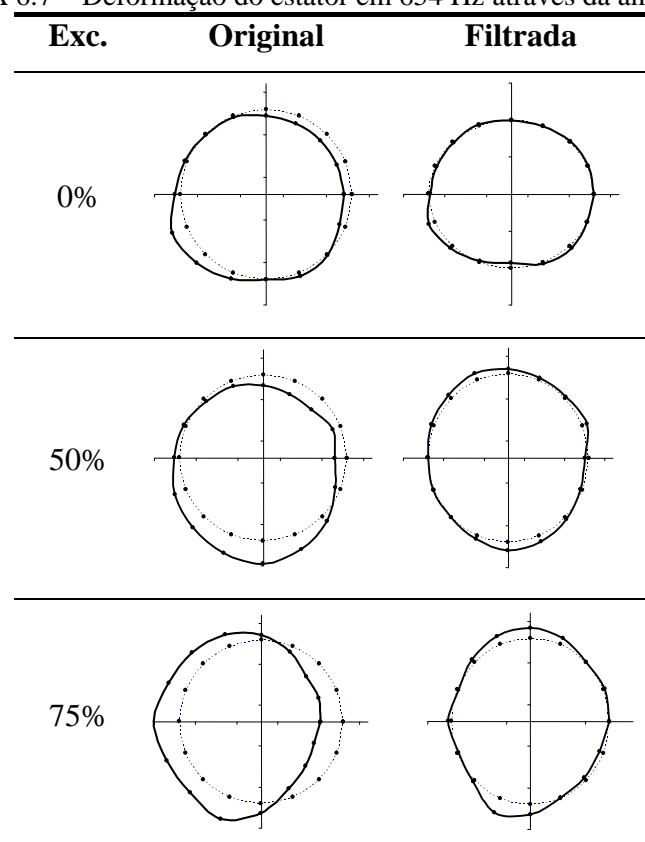
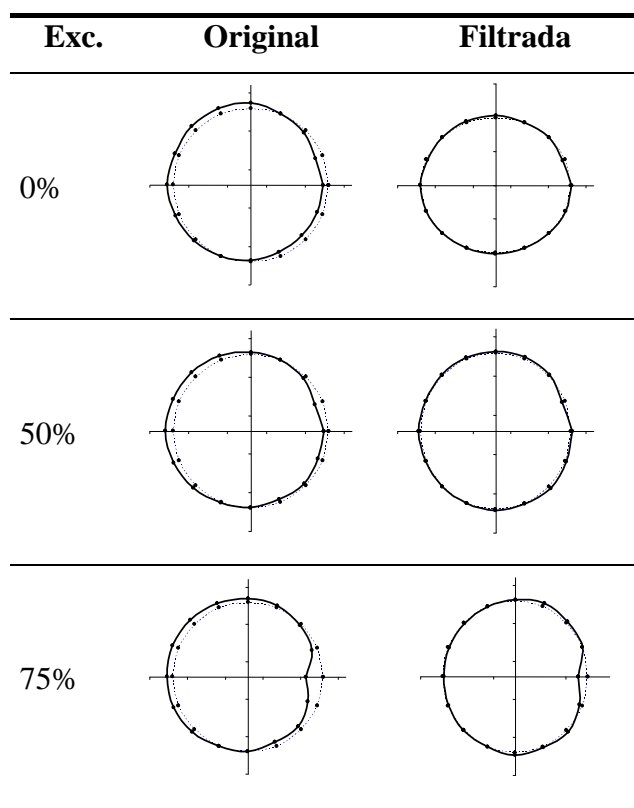


TABELA 6.8 – Deformação do estator em 773 Hz através da análise ODS.



O modo de vibração igual a dois deforma o pacote de chapas do estator elipticamente. Esta é a forma mais fácil de deformá-lo. Por isso, deve-se projetar o motor de modo a evitar este modo de vibração. De um modo geral, deve-se considerar ainda a influência da ressonância – quando a frequência de excitação está próxima da frequência natural do estator para o mesmo modo de excitação – no aumento da amplitude de deformação do estator e, conseqüentemente, no ruído acústico. Para o motor analisado, as frequências de excitação consideradas estão afastadas das frequências naturais e, portanto, nenhuma ressonância foi considerada na análise nem verificada nos ensaios.

Nas figuras apresentadas nas Tabelas 6.6 e 6.7, para as frequências de 535 e 654 Hz, respectivamente, percebe-se que o modo de vibração igual a dois não existe quando não há excentricidade e fica mais evidente à medida que a excentricidade aumenta. Para a frequência de 773 Hz, mostrada através das figuras da Tabela 6.8, não foi percebida a influência do modo de vibração igual a dois com a variação da excentricidade, devido à pequena amplitude de deformação, conforme mostram as Figuras 6.5, 6.6 e 6.7.

6.6 Conclusões

- Neste capítulo foi analisada a influência dos modos de excitação de baixa ordem – particularmente o modo dois – sobre a vibração e o ruído acústico de origem magnética de motores elétricos de indução com grandes excentricidades. Os resultados dos testes em um motor de 1 cv, 8 pólos, com 36 ranhuras no estator e 44 no rotor comprovam a análise teórica de que o modo de excitação igual a dois é o responsável pelo incremento no ruído acústico de origem magnética em motores de indução com grandes excentricidades. Este modo de excitação surge da combinação entre as harmônicas de indução do rotor devido à excentricidade e as harmônicas de indução do estator (de enrolamento e de ranhuras) quando a segunda harmônica de densidade de permeância devido à excentricidade ($k = 2$) não é desprezada.
- No caso do motor analisado, a terceira harmônica de densidade de permeância pôde ser desprezada, pois, além de ter uma amplitude baixa, ela não gerou nenhuma onda de força com modo de excitação igual a dois. No entanto, para outros motores, com outros números de ranhuras no estator e no rotor ou outro número de pólos, pode ser necessário considerá-la.
- A importância de se considerar o modo de excitação igual a dois está no fato de que a deformação da coroa do estator é muito maior para esse modo do que para qualquer outro modo, para forças de excitação de mesma intensidade, conforme apresentado na Tabela 6.1. Isto leva a uma maior vibração e conseqüente ruído acústico quando comparado com outros modos de excitação.
- A análise desenvolvida neste capítulo e os resultados de ensaios apresentados esclarecem as causas do aumento da vibração e do ruído acústico de origem magnética de motores elétricos de indução sujeitos a grandes excentricidades. Juntamente com a aplicação da técnica de análise ODS, que se mostrou eficaz para o entendimento da influência da excentricidade no aumento do ruído acústico em motores de indução, a análise realizada contribuiu de forma original para o avanço do conhecimento nesta área da Engenharia Elétrica.

7. EXCENRICIDADE NÃO UNIFORME AO LONGO DO COMPRIMENTO AXIAL DO ENTREFERRO

7.1 Introdução

Em motores com número par de ranhuras do rotor, que é o caso mais comum de um bom projeto do ponto de vista de geração de forças no entreferro, e sem qualquer excentricidade, ou seja, o rotor centralizado em relação ao estator, as forças magnéticas estão balanceadas em direções opostas, não havendo, portanto, nenhuma força resultante sobre o rotor. Mas esta situação não é verdadeira nos casos reais, como também não é a hipótese de que a excentricidade seja constante ao longo do comprimento axial do motor. Apesar de a maioria da literatura técnica sobre o referido tema considerar a excentricidade constante ao longo do comprimento axial do motor, é pouco provável que ela aconteça na prática. Devido a imperfeições no processo de fabricação, deformações (ovalização) do estator ou do rotor, falta de concentricidade entre estator e rotor ao longo do comprimento axial do motor, desgaste dos rolamentos, desalinhamento do eixo do motor e outros, a excentricidade relativa pode variar radialmente e axialmente, especialmente para pequenos entreferros. DORREL [23] apresenta um método para calcular a força magnética desbalanceada para três tipos de excentricidade ao longo do comprimento axial do motor, válido tanto para excentricidade estática como dinâmica. No entanto, o ruído magnético não é analisado. Percebe-se, portanto, uma carência de estudos tanto teóricos quanto experimentais sobre o assunto em questão. Assim, uma análise teórica e experimental sobre a possibilidade de geração de ruído acústico de origem magnética devido à excentricidade ao longo do comprimento axial do motor se faz necessária.

Por isso, o estudo apresentado neste capítulo é uma primeira tentativa de se analisar a influência da excentricidade não uniforme ao longo do comprimento axial do motor sobre o ruído magnético e a vibração de motores de indução trifásicos. Este estudo certamente não esgota o assunto e mais investigação tem que ser feita. Contudo, os resultados experimentais podem realçar alguns aspectos não considerados até agora pela literatura e motivar outros pesquisadores a aprofundar o tema. Com o motor especialmente construído para realizar as experiências, é possível variar continuamente e separadamente a excentricidade nos dois mancais do motor de indução, de modo a criar diversos tipos de excentricidades não uniformes ao longo do comprimento axial do motor. Assim, através

dos ensaios, pôde-se determinar diversas curvas de ruído magnético e de vibração para cada tipo de excentricidade em função da amplitude da excentricidade para as principais frequências envolvidas.

7.2 Tipos de excentricidade não uniforme ao longo do comprimento axial do motor

O comprimento do entreferro $\delta(x,z,t)$, variando nas direções circunferencial x e axial z [23], é dado por:

$$\delta(x, z, t) = \delta [1 - \epsilon(z) \cos(x - \omega_e t - \varphi_e)] \quad (7.1)$$

A frequência angular ω_e é igual a zero para a excentricidade estática e vale $\frac{\omega_l}{p}(1-s)$ para excentricidade dinâmica; δ é o entreferro constante, ω_l é a frequência angular da rede; p é o número de pares de pólos da onda de indução fundamental; s é o escorregamento; $\epsilon(z)$ é a excentricidade relativa ao longo do comprimento axial do entreferro e φ_e é o ângulo de fase em relação ao ponto de menor entreferro.

A Figura 7.1 mostra o caso geral de excentricidade não uniforme ao longo do comprimento axial do entreferro. Tanto a extremidade do rotor à esquerda quanto à direita pode estar deslocada em relação ao centro magnético radial do estator. Para simplificar a análise, será considerado que o centro magnético coincide com o centro geométrico.

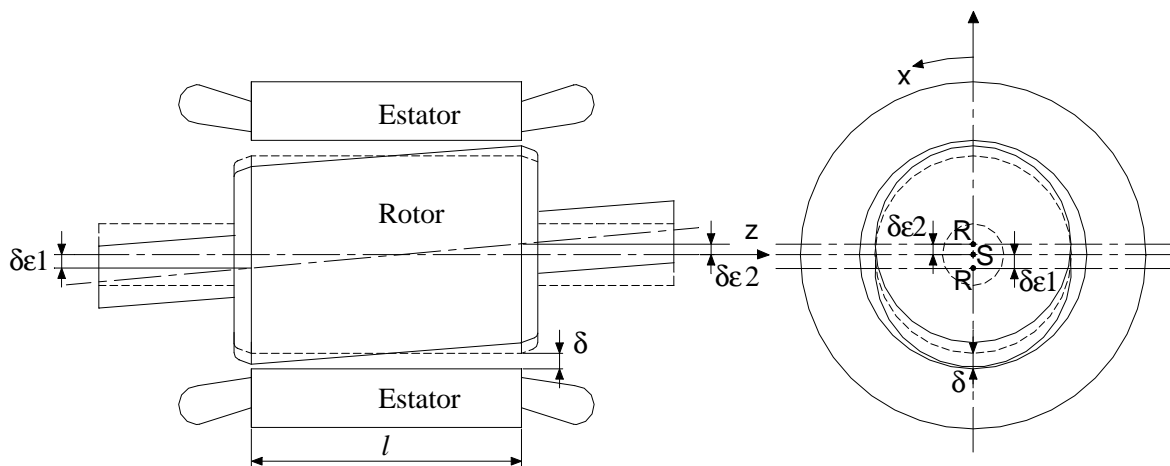


Figura 7.1 – Caso geral para excentricidade não uniforme ao longo do comprimento axial do motor.

Na Figura 7.1, R é o centro do rotor, S é o centro do estator, $\delta_{\epsilon 1}$ e $\delta_{\epsilon 2}$ são os comprimentos do entreferro nas extremidades à esquerda e à direita, respectivamente, do pacote de chapas e l é o comprimento do pacote de chapas.

De acordo com a Figura 7.1, $\epsilon(z)$ varia linearmente ao longo do comprimento axial do entreferro z e é dado por:

$$\epsilon(z) = \frac{(\delta_{\epsilon 2} - \delta_{\epsilon 1})}{\delta} \frac{z}{l} + \frac{\delta_{\epsilon 1}}{\delta}. \quad (7.2)$$

A origem de coordenadas da variável z foi colocada na extremidade à esquerda do rotor. Portanto, z é igual a l na extremidade à direita.

A expressão para o cálculo das harmônicas de indução devido à excentricidade não uniforme ao longo do comprimento axial do entreferro é determinada, substituindo-se (3.8) em (3.18) e considerando-se a excentricidade conforme (7.2), o que resulta em:

$$B_{p \pm k}(z) = \left(\frac{1 - \sqrt{1 - \epsilon(z)^2}}{\epsilon(z)} \right)^k B_p. \quad (7.3)$$

O comportamento da pressão magnética ao longo do comprimento axial do entreferro é similar ao da indução conforme (7.3), uma vez que ela é proporcional ao produto entre $B_{p \pm k}$ e B_p , que é constante. Considerando-se (7.2) e (7.3), quatro casos práticos devem ser analisados:

a) Caso 1: Excentricidade constante ($\delta_{\epsilon 1} = \delta_{\epsilon 2} = \delta_{\epsilon}$)

Neste caso, não há variação do entreferro ao longo do comprimento axial do pacote de chapas, somente variação radial. A Figura 7.2 ilustra esta situação. Este é o tipo de excentricidade usual amplamente discutida na literatura, que pode ser estática se δ_{ϵ} não variar no tempo e dinâmica, se houver variação temporal de δ_{ϵ} .

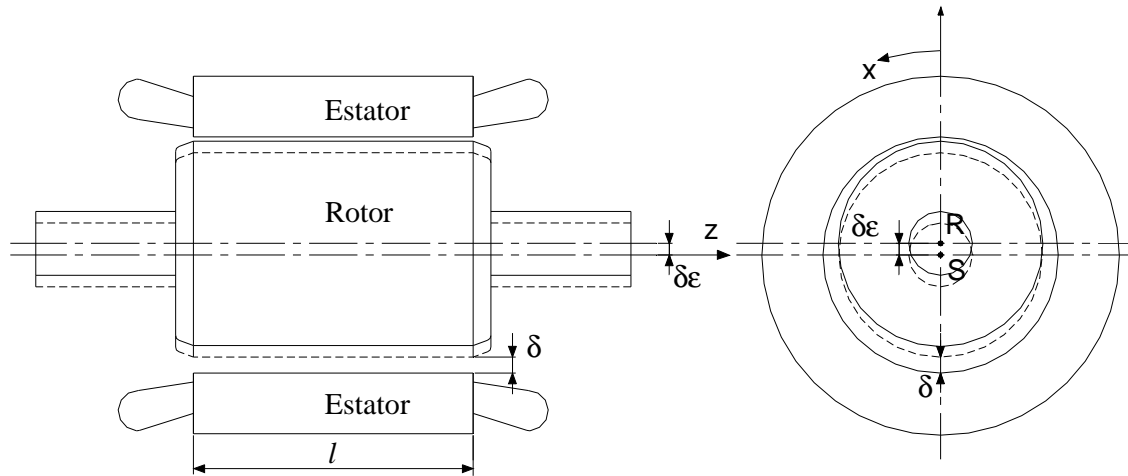


Figura 7.2 – Excentricidade constante ao longo do comprimento axial do entreferro.

Para este caso, a excentricidade $\epsilon(z)$ é constante e é dada por:

$$\epsilon(z) = \frac{\delta_\epsilon}{\delta} = \epsilon. \quad (7.4)$$

Assim, o comportamento das harmônicas de indução devido à excentricidade é constante ao longo do comprimento axial do entreferro e varia somente à medida que o rotor for deslocado em relação ao estator, ou seja, quando a excentricidade ϵ varia. A Figura 7.3 mostra tal comportamento para a primeira harmônica de indução de excentricidade para diversas excentricidades relativas, variando de zero a 95%. Por sua vez, a Figura 7.4 mostra o comportamento da segunda harmônica de indução de excentricidade.

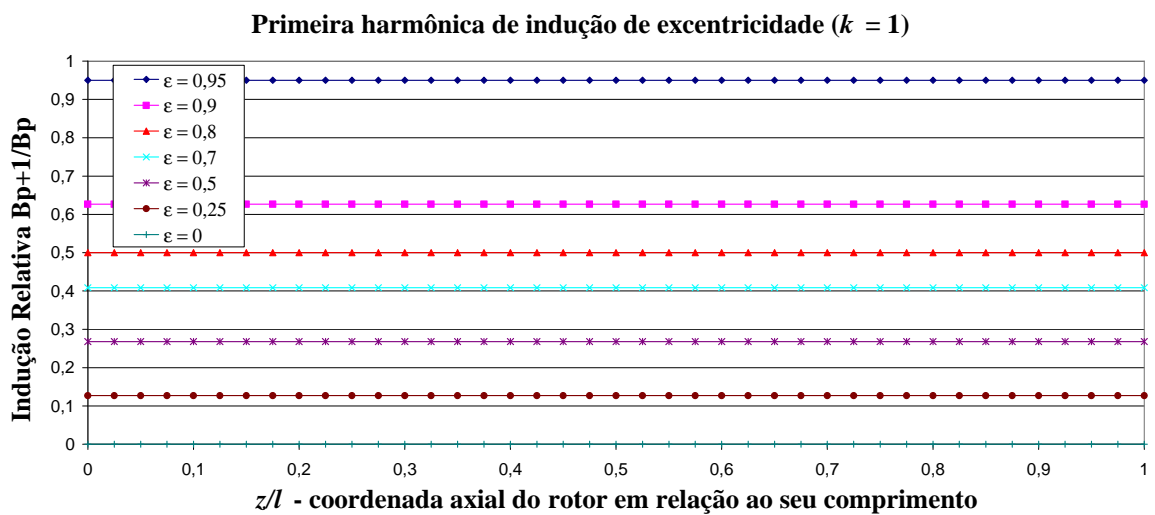


Figura 7.3 – Comportamento da primeira harmônica de indução de excentricidade ($k = 1$) ao longo do comprimento axial do entreferro para diversas excentricidades relativas para o caso 1.

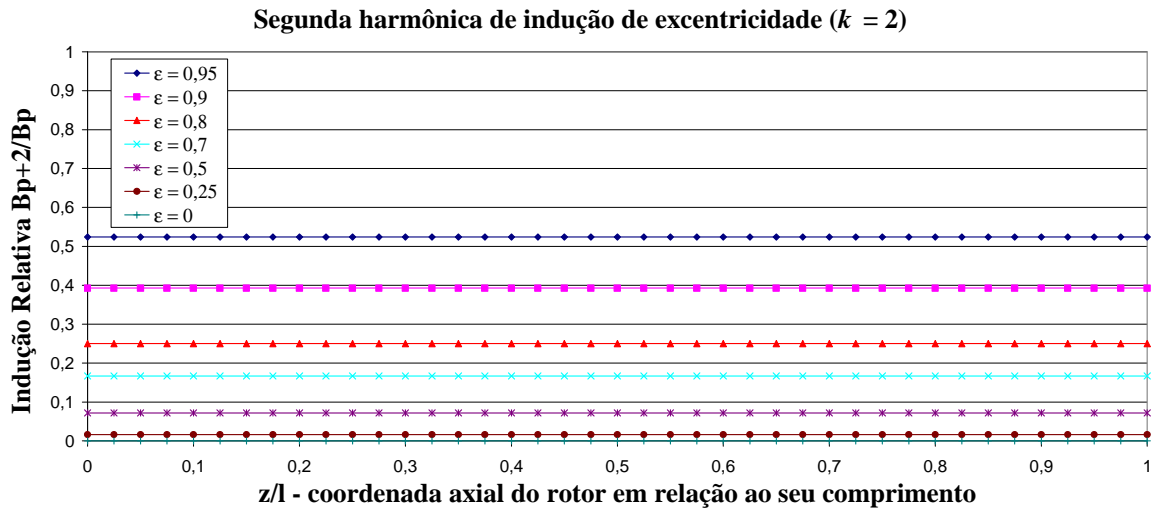


Figura 7.4 – Comportamento da segunda harmônica de indução de excentricidade ($k = 2$) ao longo do comprimento axial do entreferro para diversas excentricidades relativas para o caso 1.

b) Caso 2: Excentricidade somente em uma extremidade do rotor
 ($\delta_{e1} = 0, \delta_{e2} = \delta_e$)

Neste caso, o rotor permanece centralizado em relação ao estator em uma das extremidades axiais do entreferro (a esquerda, por exemplo, conforme Figura 7.5) e aumenta linearmente em direção à outra extremidade (a direita, por exemplo, conforme Figura 7.5).

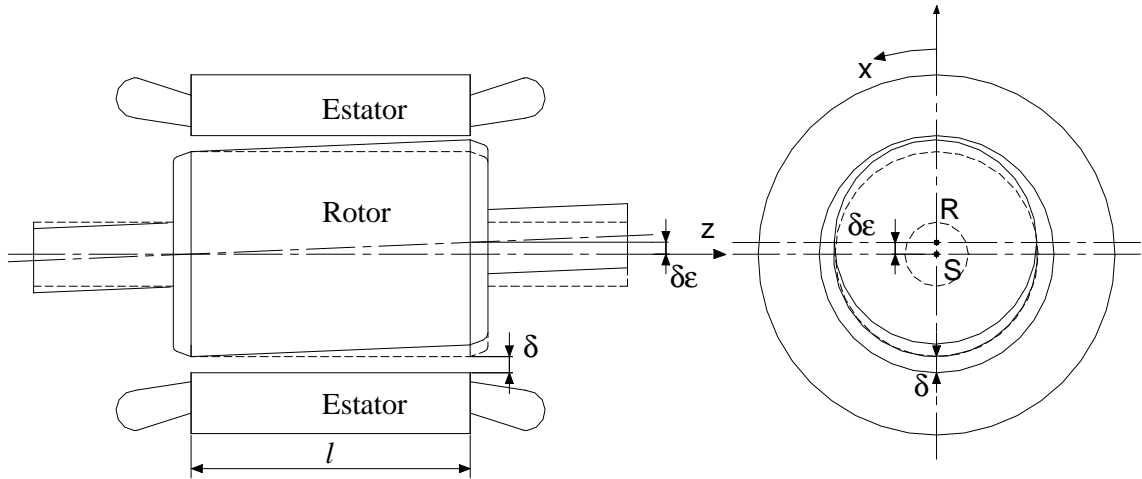


Figura 7.5 – Excentricidade somente em uma extremidade do rotor

Para este caso, a excentricidade é dada por:

$$\epsilon(z) = \frac{\delta_e}{\delta} \frac{z}{l} = \epsilon \frac{z}{l}. \quad (7.5)$$

δ_e é a variação do entreferro na extremidade onde a excentricidade é máxima.

As harmônicas de indução devido à excentricidade aumentam ao longo do comprimento axial do entreferro, ou seja, à medida que a excentricidade aumenta. A Figura 7.6 mostra tal comportamento para a primeira harmônica de indução de excentricidade para diversas excentricidades relativas, variando de zero a 95%. Por sua vez, a Figura 7.7 mostra o comportamento da segunda harmônica de indução de excentricidade. Percebe-se que para baixos valores de excentricidade, o comportamento das harmônicas de indução de excentricidade é crescente e linear ao longo do comprimento axial do entreferro. No entanto, à medida que a excentricidade relativa aumenta, por exemplo, acima de 0,5, as induções passam a ter um comportamento não linear em direção à extremidade de maior excentricidade.

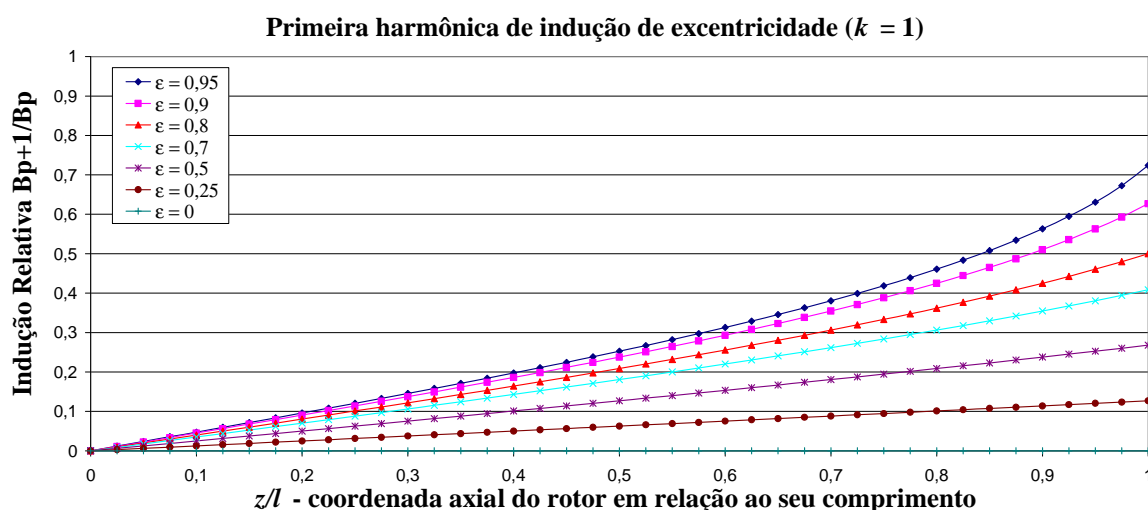


Figura 7.6 – Comportamento da primeira harmônica de indução de excentricidade ($k = 1$) ao longo do comprimento axial do entreferro para diversas excentricidades relativas para o caso 2.

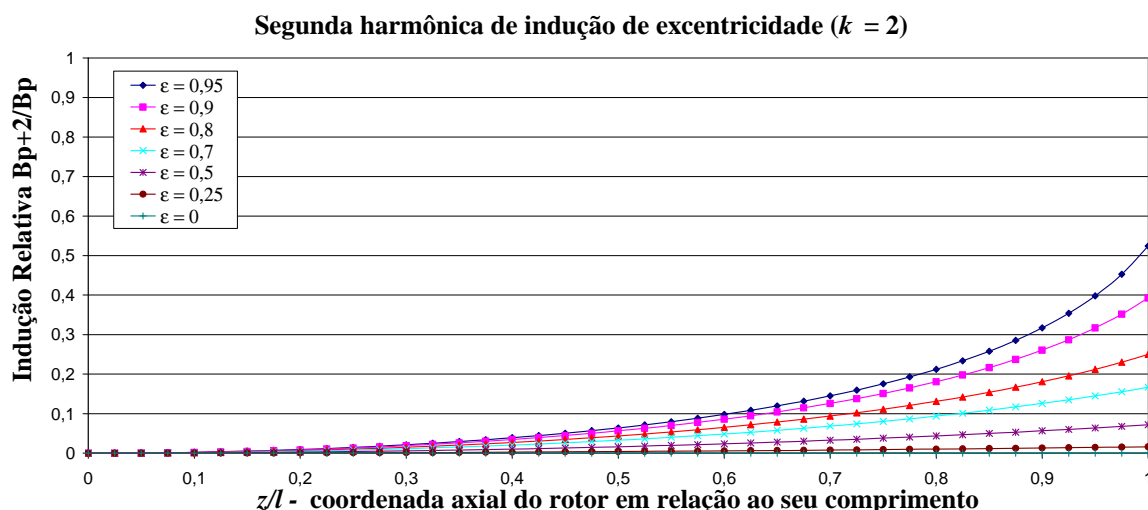


Figura 7.7 – Comportamento da segunda harmônica de indução de excentricidade ($k = 2$) ao longo do comprimento axial do entreferro para diversas excentricidades relativas para o caso 2.

c) Caso 3: Excentricidade de mesmo valor, mas oposta em cada extremidade do rotor ($\delta_{\epsilon 2} = -\delta_{\epsilon 1} = \delta_{\epsilon}$)

Neste caso, o rotor está centralizado em relação ao estator somente no centro do comprimento axial do entreferro e está deslocado em cada uma das extremidades (à esquerda e à direita, conforme Figura 7.8), porém com a mesma amplitude.

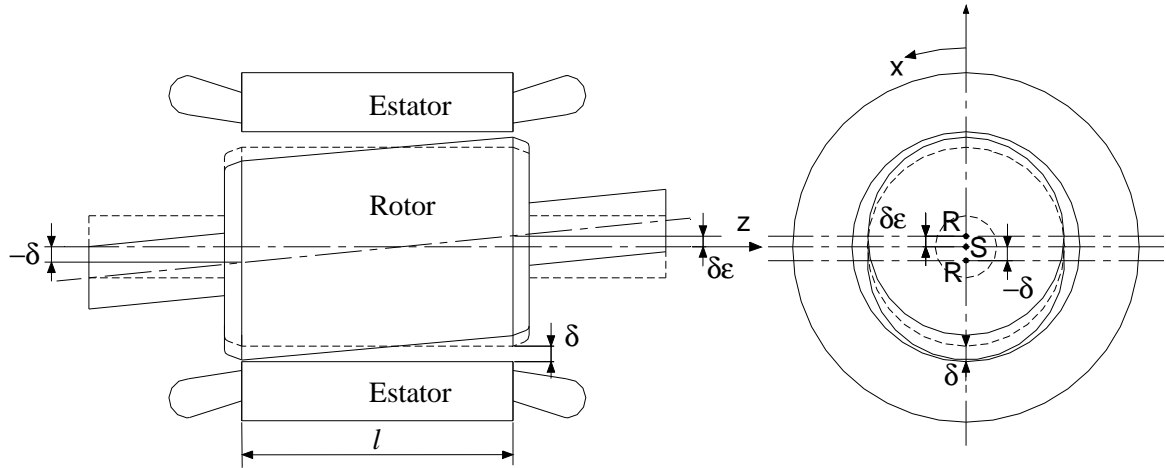


Figura 7.8 – Excentricidade de mesmo valor, mas oposta em cada extremidade do rotor.

Para este caso, a excentricidade é dada por:

$$\epsilon(z) = \frac{\delta_{\epsilon}}{\delta} \frac{(2z-l)}{l} = 2\epsilon \frac{z}{l} - \epsilon. \quad (7.6)$$

As harmônicas de indução devido à excentricidade são nulas no centro axial do rotor e aumentam em módulo tanto para a esquerda quanto para a direita, ou seja, à medida que a excentricidade aumenta. Para ter o mesmo sentido da força magnética resultante, a indução é considerada negativa onde o rotor está deslocado para baixo (lado esquerdo na Figura 7.8) e positiva onde o rotor está deslocado para cima (lado direito da Figura 7.8). Os gráficos da Figura 7.9 mostram o comportamento da primeira harmônica de indução de excentricidade para diversas excentricidades relativas, variando de zero a 95%. Por sua vez, a Figura 7.10 mostra o comportamento da segunda harmônica de indução de excentricidade para as mesmas condições anteriores. Neste caso também, como era de se esperar, o comportamento das harmônicas de indução de excentricidade é linear ao longo do comprimento axial do entreferro para baixos valores de excentricidade. No entanto, à medida que a excentricidade relativa aumenta, por exemplo, acima de 0,5, as induções

passam a ter um comportamento não linear, principalmente em direção às extremidades do rotor, onde a excentricidade é maior.

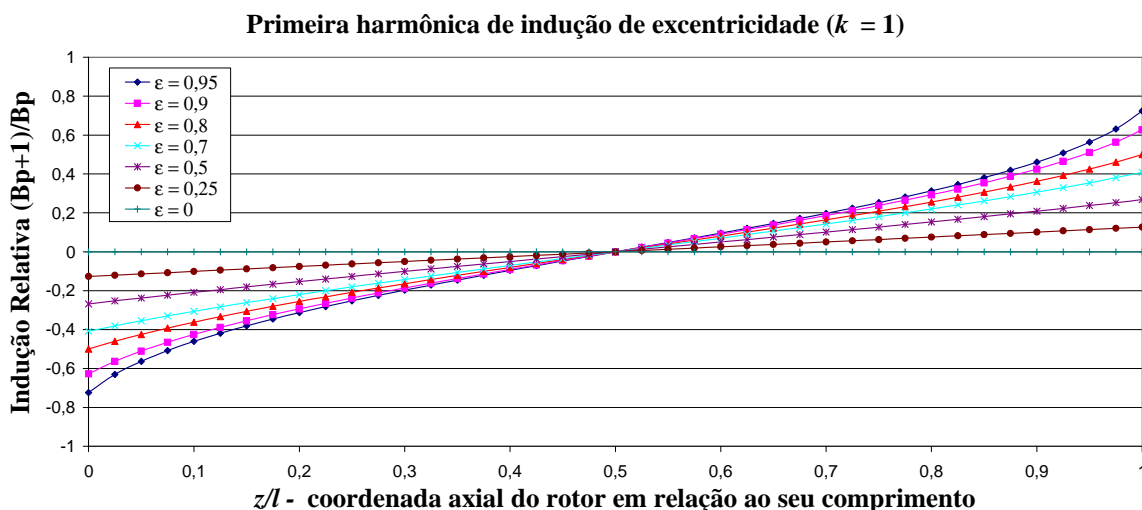


Figura 7.9 – Comportamento da primeira harmônica de indução de excentricidade ($k = 1$) ao longo do comprimento axial do entreferro para diversas excentricidades relativas para o caso 3.

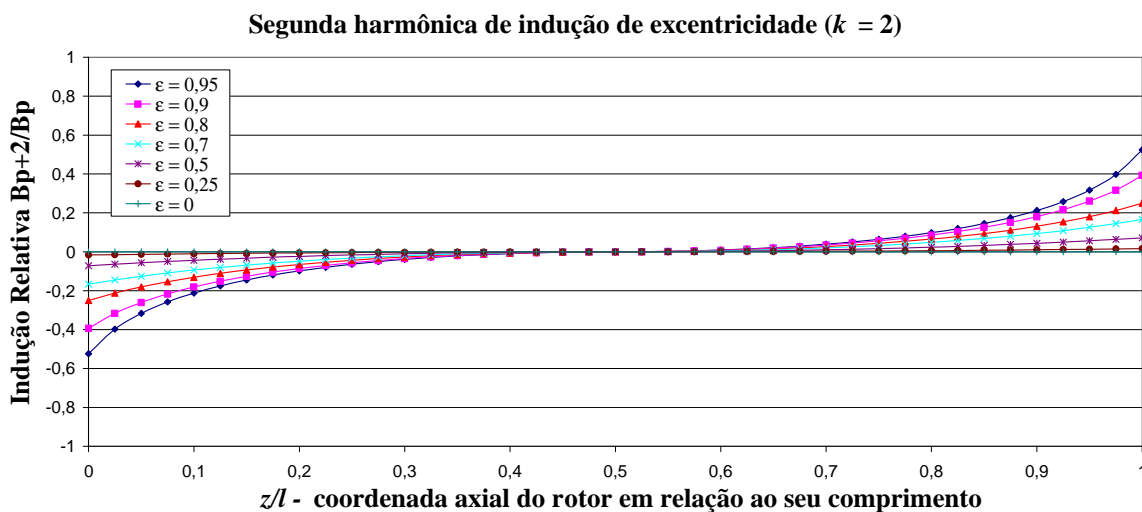


Figura 7.10 – Comportamento da segunda harmônica de indução de excentricidade ($k = 2$) ao longo do comprimento axial do entreferro para diversas excentricidades relativas para o caso 3.

Caso 4: Máxima excentricidade constante em uma extremidade do rotor
 ($\delta_{e1} \cong -\delta$, $\delta_{e2} = \delta_e$)

Neste caso, a excentricidade é máxima e constante em uma das extremidades do comprimento axial do entreferro (a da esquerda, por exemplo, na Figura 7.11) e aumenta linearmente em direção à outra extremidade (a da direita, por exemplo, na Figura 7.11). A excentricidade relativa máxima à esquerda será considerada igual a -95%.

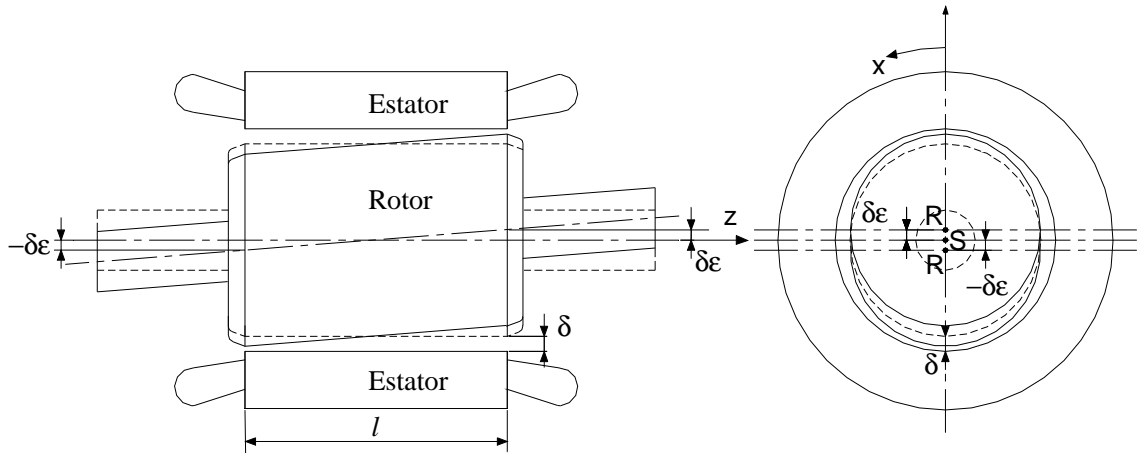


Figura 7.11 – Excentricidade máxima em uma extremidade do rotor.

Para este caso, a excentricidade é dada por:

$$\epsilon(z) = \frac{(\delta_\epsilon + 0,95\delta)}{\delta} \frac{z}{l} - 0,95 = (\epsilon + 0,95) \frac{z}{l} - 0,95. \quad (7.7)$$

Neste caso, o ponto de excentricidade nula ocorre após a metade do comprimento axial do rotor. As harmônicas de indução devido à excentricidade são nulas neste ponto e aumentam à medida que a excentricidade aumenta em direção à extremidade da direita. Da mesma forma, as harmônicas de indução aumentam a partir deste ponto em direção à extremidade da esquerda. O significado das harmônicas de indução negativas é o mesmo do caso 3. Neste caso, porém, como a maior excentricidade está no lado esquerdo, as harmônicas de indução de excentricidade apresentam maior amplitude nesta região. Os gráficos da Figura 7.12 mostram o comportamento da primeira harmônica de indução de excentricidade para diversas excentricidades relativas, variando de zero a 95%. Por sua vez, a Figura 7.13 mostra o comportamento da segunda harmônica de indução de excentricidade para as mesmas condições anteriores. O comportamento das harmônicas de indução de excentricidade é linear em quase todo o comprimento axial do entreferro, à exceção na extremidade da esquerda, onde a excentricidade é elevada, e na direita para elevados valores de excentricidade.

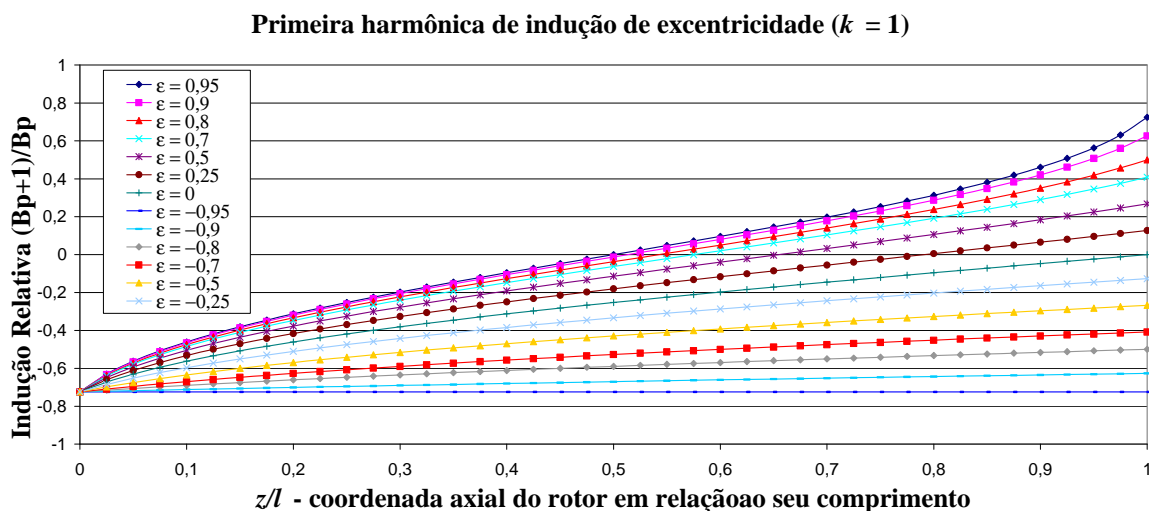


Figura 7.12 – Comportamento da primeira harmônica de indução de excentricidade ($k = 1$) ao longo do comprimento axial do entreferro para diversas excentricidades relativas para o caso 4.

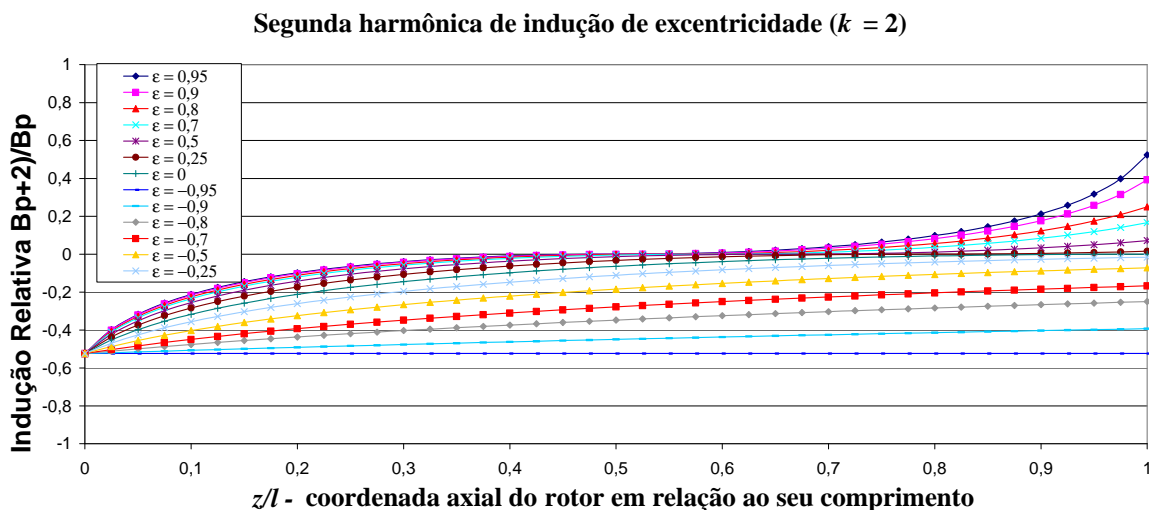


Figura 7.13 – Comportamento da segunda harmônica de indução de excentricidade ($k = 2$) ao longo do comprimento axial do entreferro para diversas excentricidades relativas para o caso 4.

7.3 Resultados dos ensaios de ruído e vibração

Neste subcapítulo estão apresentados os resultados dos ensaios de ruído e vibração para o mesmo motor do capítulo 6. No entanto, na tentativa de melhorar a concentricidade entre rotor e estator, foi construído um novo rotor. Assim, pôde-se usar um entreferro de 0,5 mm, ao invés de 1,0 mm. Para o motor ensaiado, os principais modos de excitação e as respectivas frequências das ondas de força relativas à excentricidade foram apresentados no capítulo 6.

As análises experimentais foram realizadas para os casos 1 e 4. O caso 2 pode ser considerado como um caso particular do 4 onde δ_{el} é igual a zero e, portanto, não foi

ensaiado. O caso 3 foi ensaiado, mas os resultados não se mostraram coerentes. Os rolamentos travaram para os valores mais elevados de excentricidade, não permitindo, portanto, a análise do ruído e da vibração nesta condição. A análise realizada considerou apenas o efeito da excentricidade estática, que é o tipo de excentricidade possível de ser simulada com o dispositivo desenvolvido especialmente para as experiências. O motor foi testado em vazio em uma câmara semi-reverberante com o microfone colocado a um metro de distância do motor. O ruído foi medido como Nível de Pressão Sonora em dB(A). A vibração foi medida como velocidade em mm/s. O ruído e a vibração foram medidos para 19 excentricidades diferentes (de -90% até 90% do entreferro com intervalos de 10%).

A influência da excentricidade sobre o ruído e a vibração está mostrada nas Figuras 7.14 a 7.17 para os casos 1 e 4. As frequências relevantes influenciadas pela excentricidade são 540 Hz, 660 Hz e 780 Hz, desconsiderando-se a influência do escorregamento. Conforme esperado, o ruído e a vibração nas frequências como 120 Hz (duas vezes a frequência da rede) ou maiores do que 1000 Hz apresentaram amplitudes muito baixas e, portanto, não foram consideradas na análise.

Como podem ser vistos na Figura 7.14 e na Figura 7.15 (caso 1), o ruído e a vibração apresentaram inesperadamente valores mínimos para excentricidades em torno de 10%. Era esperado que os valores mínimos fossem para excentricidade zero. Há, no entanto, uma explicação razoável para estes resultados: o estator não é perfeitamente cilíndrico. O processo de estampagem das lâminas do estator as deixa levemente elípticas. Existem também imperfeições ao longo da circunferência interna do estator, bem como ao longo do seu comprimento devido ao empilhamento não uniforme das lâminas do estator. O estator foi então analisado e foi identificado um pequeno desalinhamento de algumas lâminas de aço na superfície interna do estator ao longo do comprimento do pacote de chapas.

Durante a realização dos ensaios, a excentricidade igual a zero foi estabelecida quando o rotor estava posicionado no suposto centro geométrico do estator, ou seja, quando o rotor estava localizado exatamente na metade do deslocamento total do rotor a partir da posição inferior (rotor tocando o estator em baixo) até a posição superior (rotor tocando o estator em cima) ou vice-versa. Esta posição, portanto, não corresponde exatamente àquela com “excentricidade magnética” igual a zero. Mesmo assim, os resultados são válidos porque eles permitem avaliar o aumento do ruído e da vibração para qualquer excentricidade em comparação com os resultados para a excentricidade zero.

A influência da excentricidade radial com a excentricidade constante ao longo do comprimento axial do entreferro (caso 1) sobre o ruído magnético está mostrada na Figura 7.14 para as frequências de 540 Hz, 660 Hz e 780 Hz. A influência sobre a vibração está mostrada na Figura 7.15 também para 540 Hz, 660 Hz e 780 Hz.

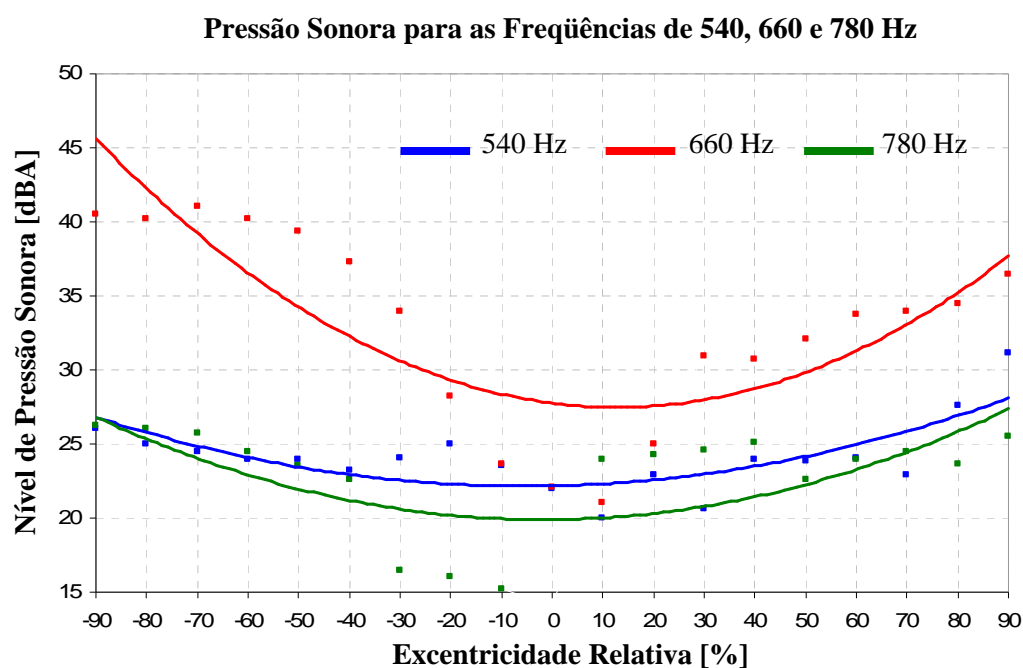


Figura 7.14 – Nível de Pressão Sonora versus excentricidade para o caso 1.

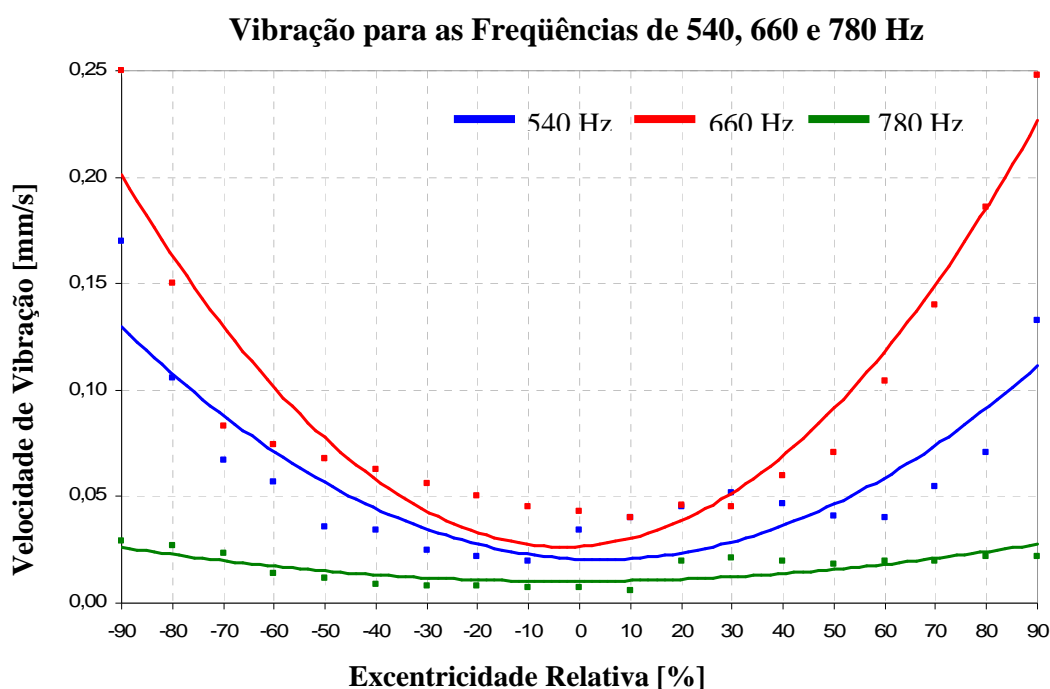


Figura 7.15 – Velocidade de vibração versus excentricidade para o caso 1.

No ponto de excentricidade zero, o nível de pressão sonora e a vibração apresentam amplitudes que dependem da interação entre harmônicas de indução não relacionadas com a excentricidade. No entanto, à medida que a excentricidade aumenta (positiva ou negativamente), as harmônicas de indução devido à excentricidade aumentam e, consequentemente, as forças, a deformação, a vibração e o ruído também aumentam. Contudo, as harmônicas de indução com pares de pólos iguais a $p \pm 2$ e $p \pm 3$, não consideradas para pequenas excentricidades, também aumentam. Elas geram forças com modos de excitação de baixa ordem, responsáveis pelo significativo aumento do ruído e da vibração para a frequência de 660 Hz.

Devido ao fato de a coroa do estator ser menos rígida para os modos de excitação de baixa ordem, especialmente para o modo 2, o ruído e a vibração resultantes possuem amplitudes elevadas. Esta é a razão pela qual para grandes excentricidades, de acordo com a Figura 7.14 e a Figura 7.15, o ruído e a vibração cresceram significativamente para 660 Hz. Para esta frequência, pode ser mostrado que o modo de excitação $r = 2$ existe quando as harmônicas de indução com $p \pm 2$ pares de pólos são consideradas.

Para as frequências de 540 Hz e 780 Hz, o ruído magnético permaneceu quase constante com a variação da excentricidade (o mesmo aconteceu com a vibração para a frequência de 780 Hz). A causa são as baixas amplitudes das harmônicas de indução devido à excentricidade que, ao interagirem com outras, podem gerar forças com modo de excitação igual a 2. Contudo, este assunto merece uma investigação mais abrangente e detalhada em futuros trabalhos.

Por sua vez, a influência da excentricidade radial com a excentricidade máxima em uma extremidade do rotor (caso 4) sobre o ruído magnético e a vibração para as frequências de 540 Hz, 660 Hz e 780 Hz está mostrada respectivamente na Figura 7.16 e na Figura 7.17. A Figura 7.16 apresenta um ligeiro aumento no ruído magnético para 660 Hz (a frequência mais importante) e para 780 Hz. A frequência de 540 Hz, pelo contrário, apresentou um nível de ruído praticamente invariável à medida que a excentricidade aumenta. Em relação à vibração, como era esperado, foi encontrado um comportamento similar ao do ruído. Estes resultados indicam que o caso 4 é um pouco mais crítico para o ruído e a vibração do que o caso 1. Contudo, este comportamento deverá ser objeto de análise mais aprofundada em futuros trabalhos.

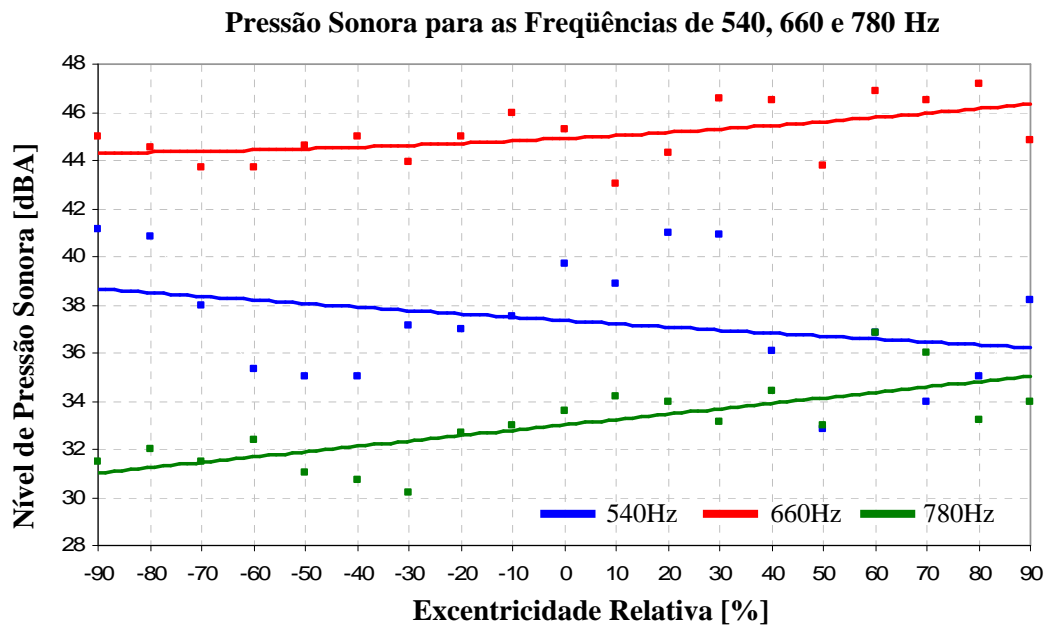


Figura 7.16 – Nível de Pressão Sonora versus excentricidade para o caso 4.

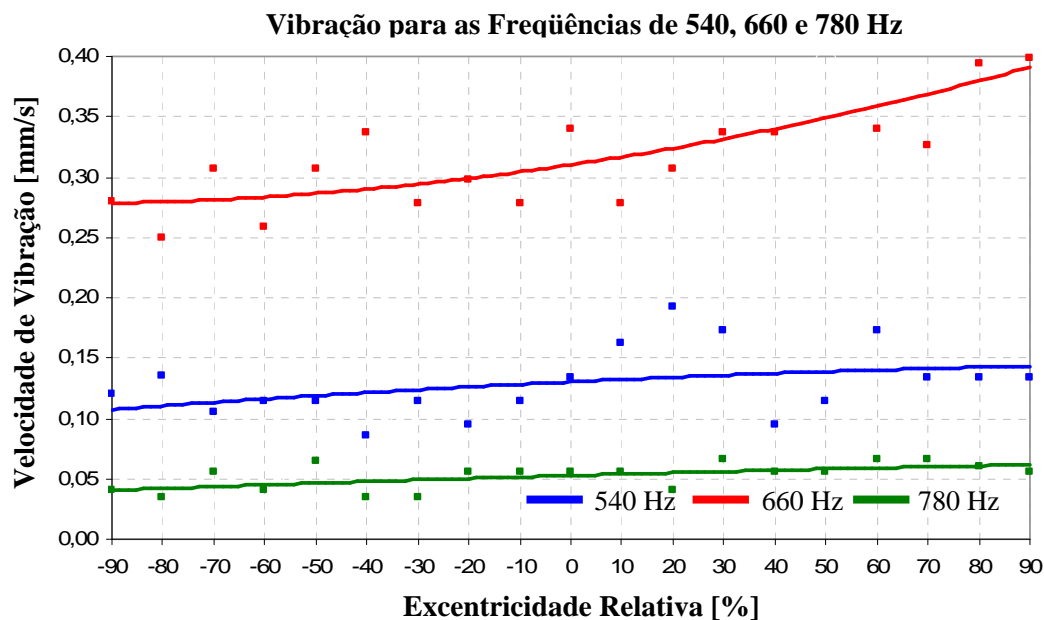


Figura 7.17 – Velocidade de vibração versus excentricidade para o caso 4.

Quando se compara os resultados de ruído magnético apresentados na Figura 7.16 com os gráficos das harmônicas de indução para $k = 2$ apresentados na Figura 7.13, a conclusão é surpreendente. O caso mais ilustrativo é quando a excentricidade relativa é 90%. Nesta situação, o rotor está inclinado simetricamente em relação ao seu eixo, uma vez que o deslocamento do rotor à direita é igual em módulo ao à esquerda (que foi colocado em -90%). Isto faz com que a excentricidade média em cada metade do comprimento axial do entreferro seja a metade da excentricidade considerada. A onda de

indução, no entanto, conforme esperado, apresenta um valor médio superior àquele para uma excentricidade constante equivalente, porém menor do que para uma excentricidade relativa constante de 90%. Por isso, era de se esperar uma redução no ruído desde a excentricidade relativa de -90% até 0%; depois praticamente constante até quase próximo de 90%, quando então aumentaria novamente. No entanto, os resultados mostraram que as excentricidades nas extremidades axiais do entreferro são determinantes e, portanto, o comportamento do ruído e da vibração permanece praticamente inalterado.

7.4 Conclusões

- Quatro tipos de excentricidades em motores de indução trifásicos foram analisados e dois tipos de excentricidade estática foram testados: excentricidade constante ao longo do comprimento axial do rotor (caso 1) e excentricidade máxima constante em uma extremidade do rotor e variável na outra (caso 4). Os resultados dos testes de ruído e vibração para ambos os casos indicam que o ruído e a vibração aumentam exponencialmente à medida que a excentricidade aumenta.
- A análise da frequência e do número de pares de pólos das harmônicas de indução devido à excentricidade é essencial para entender o fenômeno da geração do ruído. Para grandes excentricidades, não é suficiente considerar apenas as harmônicas de indução com número de pares de pólos igual a $p \pm 1$. Harmônicas de indução com pares de pólos iguais a $p \pm 2$ e, algumas vezes, a $p \pm 3$ têm que ser também consideradas, pois elas podem gerar ondas de força com modos de excitação de baixa ordem, que são as maiores responsáveis pelo ruído e vibração de origem magnética em máquinas elétricas.
- Existe uma boa correlação entre o ruído e a vibração para diferentes tipos e amplitudes de excentricidade relativa. Os modos de excitação adicionais de baixa ordem aparecem quando uma grande excentricidade está presente. Usualmente, estes modos de excitação são desprezados porque somente pequenas excentricidades são consideradas.
- A contribuição original deste capítulo foi a análise e a determinação experimental do ruído e da vibração em um motor de indução trifásico para uma ampla faixa de excentricidade relativa, variando desde -90% até 90%, incluindo a excentricidade não uniforme ao longo do comprimento axial do entreferro. Este tipo de excentricidade exerce influência no ruído e na vibração semelhante à excentricidade constante de mesma amplitude.

8. INFLUÊNCIA DA EXCENTRICIDADE SOBRE OS TORQUES SÍNCRONOS

8.1 Introdução

O torque síncrono aparece em uma determinada rotação do rotor devido à interação entre as harmônicas de indução do estator e do rotor que possuem o mesmo número de pares de pólos, isto é, quando $\nu \pm \lambda = 0$ e para uma rotação do rotor tal que estas harmônicas girem em sincronismo [47-49]. Em particular, são de especial importância os torques síncronos que se formam quando há harmônicas de indução de mesma ordem das ranhuras do estator e do rotor. Considerando os números de pares de pólos das harmônicas de indução do estator dados por (4.7), (4.8) e (4.9) e do rotor dados por (4.10), conclui-se que os torques síncronos existem principalmente quando:

- a) $N_1 = N_2$
- b) $N_1 - N_2 = \pm 2p$

Por essa razão é preciso evitar estas relações entre o número de ranhuras do estator e do rotor. O caso a) há muito tempo é conhecido por causa do efeito da *colagem* do rotor e dificilmente será encontrado na prática [36]. Este assunto, no entanto, merece ser abordado de uma forma mais completa, pois as recomendações a) e b) são apenas parciais e valem somente para o caso de não haver excentricidade.

Uma harmônica de indução no entreferro devido ao rotor tem a forma geral dada por:

$$b_\lambda(x, t) = B_\lambda \cos(\lambda x - \omega_\lambda t - \varphi_\lambda) \quad (8.1)$$

e a onda girante de densidade linear de corrente é dada por:

$$a_\mu(x, t) = A_\mu \cos(\mu x - \omega_\mu t - \varphi_\mu). \quad (8.2)$$

A densidade de força tangencial no entreferro é dada por [36]:

$$\tau_t(x, t) = b_\lambda(x, t) \cdot a_\mu(x, t). \quad (8.3)$$

Substituindo-se (8.1) e (8.2) em (8.3), tem-se então:

$$\tau_t(x, t) = \frac{A_\mu B_\lambda}{2} \cos[(\mu \pm \lambda)x - (\omega_\mu \pm \omega_\lambda)t - (\varphi_\mu \pm \varphi_\lambda)]. \quad (8.4)$$

O torque, por sua vez, é calculado através da integração da densidade de força

tangencial ao longo do perímetro externo do rotor multiplicado pelo seu raio R , ou seja:

$$T = \int_{x=0}^{x=2\pi} dT = \int_{x=0}^{x=2\pi} R \tau_t l R dx \quad (8.5)$$

que resulta em

$$T = R^2 l \frac{A_\mu B_\lambda}{2} \int_0^{2\pi} \cos[(\mu \pm \lambda) x - (\omega_\mu \pm \omega_\lambda) t - (\varphi_\mu \pm \varphi_\lambda)] dx \quad (8.6)$$

A integral da equação do torque apresenta resultados diferentes em função do argumento do cosseno.

Para $\mu \pm \lambda \neq 0$, a integral se anula, ou seja, os torques são nulos para harmônicas de pares de pólos diferentes. Para $\mu \pm \lambda = 0$, tem-se:

$$T = R^2 \pi l A_\mu B_\lambda \cos[(\omega_\mu \pm \omega_\lambda) t + (\varphi_\mu \pm \varphi_\lambda)] \quad (8.7)$$

Como pode ser observado nesta equação, o torque depende do tempo, sendo então caracterizado como torque de vibração ou *momento pendular*.

Para $\mu \pm \lambda = 0$ e simultaneamente $\omega_\mu \pm \omega_\lambda = 0$, tem-se:

$$T = R^2 \pi l A_\mu B_\lambda \cos(\varphi_\mu \pm \varphi_\lambda) \quad (8.8)$$

Este torque, constante no tempo, é chamado de *torque síncrono* e, conforme visto, só existe para determinadas frequências.

8.2 Equação do torque síncrono em função das harmônicas de indução

As harmônicas de indução devido ao enrolamento do estator são geradas pela interação entre as ondas de densidade linear de corrente e a permeância constante do entreferro. Logo, elas apresentam o mesmo número de pares de pólos que o das ondas de densidade linear de corrente. Assim, para estas harmônicas, $v_w = \mu$. Da mesma forma, as harmônicas de indução devido às ranhuras do estator são formadas a partir da interação entre as harmônicas de permeância das ranhuras com a onda fundamental de densidade linear de corrente. Conseqüentemente, podem-se determinar as ondas de densidade linear de corrente a partir destas ondas de indução do estator. Logo, para a determinação dos torques síncronos, assume-se que o número de pares de pólos da onda de densidade linear de corrente é igual ao da onda de indução do estator, ou seja, $\mu = v$.

A amplitude da onda de densidade linear de corrente é dada por [36]:

$$A_{\mu} = \frac{v \cdot \delta \cdot B_v}{\mu_0 R} \quad (8.9)$$

Logo, substituindo-se (8.9) em (8.8) tem-se a amplitude do torque síncrono em função das harmônicas de indução do estator e do rotor, dada por:

$$T = \frac{R \pi l \delta v B_v B_{\lambda}}{\mu_0} \cos(\varphi_v \pm \varphi_{\lambda}). \quad (8.10)$$

8.3 Influência da excentricidade sobre o torque síncrono

O torque síncrono depende da interação entre as harmônicas de indução do estator e do rotor de mesmo número de pares de pólos e mesma frequência. Considerando-se a influência da excentricidade, dois casos merecem destaque:

a) Primeiro Caso:

Combinação entre as harmônicas de indução de enrolamento do estator com as de ranhura do rotor devido à excentricidade, ou seja, $n \pm l_e = 0$.

a.1) Para $n_w - l_e = 0$:

A partir de (4.8) e (4.3), usando-se o critério acima, tem-se que:

$$p \left(1 + \frac{2m}{n} g_1 \right) - (p \pm k + g_{\epsilon} N_2) = 0, \quad (8.11)$$

que conduz a

$$N_2 = \frac{\frac{2mpg_1}{n} m k}{g_{\epsilon}}. \quad (8.12)$$

Da mesma forma, sabendo-se que a frequência da onda de indução do estator é igual à da rede e a partir de (4.4) para a excentricidade estática, tem-se que:

$$f - \left[f + \frac{g_{\epsilon} N_2}{p} (1-s) f \right] = 0, \quad (8.13)$$

que conduz a $s = 1$. Ou seja, esta situação só ocorre na partida do motor.

No caso de excentricidade dinâmica, considerando as frequências das harmônicas de indução do rotor de acordo com (4.5), tem-se:

$$f - \left[f + \frac{g_{\epsilon} N_2 \pm k}{p} (1-s) f = 0 \right], \quad (8.14)$$

que conduz também a $s = 1$.

Para o caso mais comum em que $m = 3$ e $n = 1$ (número inteiro de ranhuras do estator por pólo e por fase), tem-se que:

$$N_2 = \frac{6pg_1 m k}{g_{\epsilon}}. \quad (8.15)$$

Portanto, para evitar torque síncrono na partida devido à combinação das harmônicas de indução do enrolamento do estator com as ranhuras do rotor, deve-se escolher o número de ranhuras do rotor diferente de (8.15). Os fatores g_1 e g_{ϵ} podem ser qualquer número inteiro (positivo ou negativo). Os números de ranhuras do rotor a seguir devem ser evitados prioritariamente:

$N_2 = 6p \pm k$, para $g_1 = -1$ e $g_{\epsilon} = -1$ ou $g_1 = 1$ e $g_{\epsilon} = 1$.

$N_2 = 12p \pm k$, para $g_1 = -2$ e $g_{\epsilon} = -1$ ou $g_1 = 2$ e $g_{\epsilon} = 1$.

$N_2 = 18p \pm k$, para $g_1 = -3$ e $g_{\epsilon} = -1$ ou $g_1 = 3$ e $g_{\epsilon} = 1$.

a.2) Para $n_w + l_e = 0$:

Fazendo o mesmo procedimento do item a.1, chega-se a:

$$N_2 = \frac{-2p m k - \frac{2mpg_1}{n}}{g_{\epsilon}} \quad (8.16)$$

e

$$s = 1 + \frac{2p}{g_{\epsilon} N_2} \quad (8.17)$$

para a excentricidade estática e

$$s = 1 + \frac{2p}{g_{\epsilon} N_2 \pm k} \quad (8.18)$$

para a excentricidade dinâmica. Considerando que k é muito menor do que N_2 , o escorregamento onde ocorre o torque síncrono é pouco afetado pelo tipo de excentricidade.

Novamente, fazendo-se $m = 3$ e $n = 1$, tem-se:

$$N_2 = \frac{-2p \mp k - 6pg_1}{g_\varepsilon} \quad (8.19)$$

Logo, para evitar torque síncrono para o escorregamento s dado por (8.17) ou (8.18) devido à combinação das harmônicas de indução do enrolamento do estator com as de ranhuras do rotor, deve-se evitar o número de ranhuras do rotor conforme (8.19). Os números de ranhuras do rotor a seguir devem ser evitados prioritariamente:

$$N_2 = 4p \pm k, \text{ para } g_1 = -1 \text{ e } g_\varepsilon = 1.$$

$$N_2 = 8p \pm k, \text{ para } g_1 = 1 \text{ e } g_\varepsilon = -1.$$

$$N_2 = 10p \pm k, \text{ para } g_1 = -2 \text{ e } g_\varepsilon = 1.$$

$$N_2 = 14p \pm k \text{ para } g_1 = 2 \text{ e } g_\varepsilon = -1.$$

b) Segundo Caso:

Combinação entre as harmônicas de indução de ranhura do estator com as de ranhura do rotor devido à excentricidade, ou seja, $n_N \pm l_e = 0$.

Usando o mesmo procedimento anterior e lembrando que $n_N = p + g_1 N_1$ e $\lambda_\varepsilon = p \pm k + g_\varepsilon N_2$ chega-se a:

b.1) Para $n - l = 0$:

$$N_2 = \frac{g_1 N_1 \mp k}{g_\varepsilon} \quad \text{e} \quad s = 1. \quad (8.20)$$

Ou seja, quando não houver excentricidade ($k=0$), vai ocorrer torque síncrono na partida se N_2 for um múltiplo ou submúltiplo de N_1 . Quando houver excentricidade ($k>0$), aparecerá torque síncrono se $|g_1 N_1 - g_\varepsilon N_2| = k$.

Para o caso mais importante, ou seja, $g_1 = g_\varepsilon = 1$, deve-se evitar $|N_1 - N_2| = k$.

Para $g_1 = 1$ e $g_2 = -2$ ou $g_1 = -1$ e $g_2 = 2$, tem-se: $|2N_2 - N_1| = k$.

Para $g_1 = 2$ e $g_2 = -1$ ou $g_1 = -2$ e $g_2 = 1$, tem-se: $|N_2 - 2N_1| = k$.

b.2) Para $n + l = 0$:

$$N_2 = \frac{-2p \mp k - g_1 N_1}{g_\epsilon} \quad (8.21)$$

e

$$s = 1 + \frac{2p}{g_\epsilon N_2} \quad (8.22)$$

para a excentricidade estática e

$$s = 1 + \frac{2p}{g_\epsilon N_2 \pm k} \quad (8.23)$$

para a excentricidade dinâmica. As expressões para o escorregamento permanecem as mesmas do caso a).

É importante evitar as combinações para as primeiras harmônicas de ranhura, ou seja, para valores baixos de g_1 e g_2 . Por exemplo, torques síncronos aparecerão para o escorregamento dado por (8.22) e (8.23) para as seguintes relações entre as ranhuras do estator e do rotor:

Para $g_1 = 1$ e $g_2 = -1$ ou $g_1 = -1$ e $g_2 = 1$, tem-se: $|N_2 - N_1| = 2p \pm k$.

Para $g_1 = 1$ e $g_2 = -2$ ou $g_1 = -1$ e $g_2 = 2$, tem-se: $|2N_2 - N_1| = 2p \pm k$.

Para $g_1 = 2$ e $g_2 = -1$ ou $g_1 = -2$ e $g_2 = 1$, tem-se: $|N_2 - 2N_1| = 2p \pm k$.

8.3 Conclusões

- Neste capítulo, foram estabelecidas algumas regras para a escolha do número de ranhuras do rotor de modo a se evitar os torques síncronos, considerando-se a influência da excentricidade.
- A excentricidade dinâmica modifica levemente o valor do escorregamento onde ocorre o torque síncrono.
- A excentricidade faz aparecer torques síncronos na partida do motor devido à combinação entre as harmônicas de indução de ranhuras do estator e do rotor, desde que a diferença entre o número de ranhuras do estator e do rotor seja igual a k . Por outro lado, aparecem torques síncronos em um determinado escorregamento s de acordo com (8.22) e (8.23) se a diferença entre o número de ranhuras do estator e do rotor for igual a $2p \pm k$.

- Os torques síncronos existem sem excentricidade ($k = 0$) ou com excentricidade ($k = 1, 2$ ou 3), desde que o número de ranhuras do rotor satisfaça às equações (8.12), (8.16), (8.20) ou (8.21).
- Os torques síncronos na partida devido às harmônicas de indução do enrolamento ocorrem se o número de ranhuras do rotor for múltiplo de três vezes o número de pólos da máquina. No caso de haver excentricidade, ao número de ranhuras do rotor deve-se somar ou subtrair a constante de excentricidade k .
- Para um elevado número de ranhuras do rotor, o torque síncrono que porventura possa surgir é devido às harmônicas de indução de ordem mais elevada, que geralmente apresentam menores amplitudes. Sob este aspecto, um motor de indução com um número de ranhuras do rotor elevado, desde que bem diferente do número de ranhuras do estator, apresentará baixos torques síncronos tanto na partida quanto em um determinado escorregamento.

9. CONSIDERAÇÕES FINAIS

As principais conclusões, fruto da pesquisa bibliográfica, estudo, experimentação e reflexão sobre a influência da excentricidade do rotor no ruído acústico de origem magnética de motores de indução trifásicos estão apresentadas a seguir:

- O ruído acústico de origem magnética aumenta significativamente em motores com grandes excentricidades, ou seja, acima de 30%. Acima desta excentricidade, o ruído aumenta mais do que 4 dB(A). A principal razão é o aparecimento do modo de excitação igual a dois devido à segunda onda de permeância da excentricidade, que não pode mais ser desprezada.
- A excentricidade faz aparecer modos de excitação de baixa ordem, principalmente o modo dois, que é o mais significativo para a geração do ruído acústico de origem magnética.
- A excentricidade faz surgir uma força magnética radial, que aponta para a posição do menor entreferro. Esta força é chamada de força magnética desbalanceada e tende a causar uma flexão do rotor. No caso de excentricidade estática, esta força é constante e não gera vibração ou ruído. No caso de excentricidade dinâmica, ela gira com o rotor, causando vibração e ruído.
- O limite permissível para a excentricidade do rotor de modo a evitar um aumento significativo do ruído acústico de origem magnética é de 30% do valor do entreferro.
- A excentricidade ao longo do comprimento axial do entreferro não causa aumento significativo no ruído acústico de origem magnética além daquele devido à excentricidade axialmente constante. No entanto, os esforços magnéticos sobre os mancais podem gerar ruído acústico de origem mecânica.
- A variação da permeância ao longo da circunferência do entreferro devido à excentricidade gera harmônicas de indução que, ao serem combinadas com a onda fundamental produzem ondas de força radiais com modo de excitação igual a um, dois ou três, dependendo da intensidade da excentricidade.
- A excentricidade (estática e dinâmica) pode fazer surgir torques síncronos que naturalmente não existiriam para as combinações de ranhuras usuais. A excentricidade dinâmica também modifica levemente o valor do escorregamento onde ocorrem os torques síncronos. A excentricidade dinâmica, no entanto, não afeta os torques

síncronos na partida. Número de ranhuras do rotor adequado para evitar torques síncronos pode ser ineficiente no caso de excentricidade.

- A carcaça e o enrolamento incorporam massa e rigidez ao estator, modificando os valores das frequências naturais. A carcaça contribui tanto com massa como com rigidez enquanto que o enrolamento contribui principalmente com massa.

9.1 Propostas para futuros trabalhos

Para melhorar a compreensão sobre o comportamento do motor de indução, considerando-se a excentricidade do rotor, e elevar o conhecimento nesta área, algumas pesquisas deveriam ainda ser conduzidas. Entre elas, poderiam ser destacadas as seguintes, relacionadas ao conteúdo desta tese:

- Elaboração de um procedimento de cálculo para determinar o ruído acústico de origem magnética gerado por motores monofásicos de indução.
- Determinação da influência da excentricidade do rotor sobre o ruído acústico de origem magnética em motores monofásicos de indução.
- Determinação dos fatores de amortecimento das ondas de indução.
- Determinação da influência das ligações do enrolamento em série e em paralelo sobre o amortecimento das ondas de indução e sobre o ruído acústico de origem magnética.
- Determinação da influência da inclinação das ranhuras do rotor sobre o ruído acústico de origem magnética e os torques síncronos.
- Estudo sobre o comportamento das forças radiais, do ruído acústico de origem magnética e dos torques síncronos em motores de indução com número ímpar de ranhuras do rotor, tanto sem excentricidade como com excentricidade.
- Estudo sobre a influência das assimetrias das lâminas do estator (furos, recortes) sobre as frequências naturais.
- Determinação experimental do ruído acústico de origem magnética e da vibração do motor para os casos 2 e 3 de excentricidade ao longo do comprimento axial do motor.
- Determinação através do Método de Elementos Finitos das ondas de indução no entreferro sob efeito da excentricidade.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] NR-15 - Norma Regulamentadora do Ministério do Trabalho - Atividades e Operações Insalubres.
- [2] IEC 60034-9 - Máquinas Elétricas Girantes – Parte 9: Limites de Ruído.
- [3] BELMANS, R.; HAMEYER, K. Impact of inverter supply and numerical calculation techniques in audible noise problems. In: INTERNATIONAL SEMINAR ON VIBRATIONS AND ACOUSTIC NOISE OF ELECTRIC MACHINERY (1998; Bethune, France). Proceedings. Bethune, 1998. p. 9-23.
- [4] JORDAN, H. *Geräuscharme Elektromotoren*. Verlag W. Girardet, Essen, Alemanha, 1950.
- [5] NEVES, C. G. C. *Uma Metodologia de Modelagem e Análise das Vibrações de Origem Magnética nas Máquinas Elétricas Rotativas por Elementos Finitos e Procedimentos Experimentais*. Florianópolis, Fev. 1999. Tese de Doutorado, Universidade Federal de Santa Catarina.
- [6] MÜLLER-TOMFELDE, H. *Einfluss der Schrägung auf den magnetischen Lärm, die Erwärmung und die Pendelmomente*. Alemanha, 1962. Doktor-Ingenieur Dissertation - Institut für elektrische Maschinen – Technische Hochschule Hannover.
- [7] NAU, S. L. The influence of the skewed rotor slots on the magnetic noise of three-phase induction motors. In: EMD97 (1997 : Cambridge, Inglaterra). *IEE Conference Publication No. 444*. Cambridge, 1997. p. 396-399.
- [8] DORREL, D. G. Calculation of unbalanced magnetic pull in small cage induction motors with skewed rotors and dynamic rotor eccentricity. *IEEE Transactions on Energy Conversion*, v. 11, No. 3, p.483–488, Sep. 1996.
- [9] IM, D. H.; CHANG, J. H.; PARK, S. C. et al. Analysis of radial force as a source of vibration in an induction motor with skewed slots. *IEEE Transactions on Magnetics*, v. 33, No. 2, p.1650–1653, Mar. 1997.
- [10] SARBU, Mircea A.; DEMETER, Elek; CISTELECAN, Mihail. Investigation for the lower noise three-phase cage induction motor. In: INTERNATIONAL SEMINAR ON VIBRATIONS AND ACOUSTIC NOISE OF ELECTRIC MACHINERY (1998; Bethune, France). *Proceedings*. Bethune, 1998. p.45-49.
- [11] WIEBICKE, G. *Einfluss der Schrägung auf den Betrieb von Induktionsmotoren mit Käfigläufern*. Hannover, Alemanha, 1997. Diplomarbeit – Institut für Elektrische Maschinen und Antriebe Hannover.
- [12] WEH, H. Zur elektromagnetischen Schwingungsanregung bei Asynchronmaschinen. *Revista ETZ Heft 7*, Abril 1964, p. 193-197.

- [13] WACHTA, B. Influence of Stator Slots on the development of Noise – Generating Magnetic Force Waves. Siemens Forschung und Entwicklung, Vol. 10 Nr.5, 1981, p. 289-298.
- [14] NAU, S. L. Desenvolvimento de um método de cálculo para determinação do ruído acústico de origem magnética gerado por motores de indução trifásicos. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, Out. 2000.
- [15] DELAERE, K.; FRANSEN, J.; HAMEYER, K. et al. Manufacturing tolerances as a cause for audible noise of induction motors. In: INTERNATIONAL SEMINAR ON VIBRATIONS AND ACOUSTIC NOISE OF ELECTRIC MACHINERY (1998; Bethune, France). *Proceedings*. Bethune, 1998. p. 226-227.
- [16] TIMÁR, Peregrin László. The influence of loading on the sound power level radiated by induction motors. *Noise Control Engineering Journal*, p. 125-133, Sep – Oct 1998.
- [17] JORDAN, H.; SCHROEDER, R.-D.; SEINSCH, H. O. Zur Berechnung einseitig magnetischer Zugkräfte in Drehfelmaschinen. *Archiv für Elektrotechnik* 63, p. 117-124, 1981.
- [18] FREISE, W.; JORDAN, H. Einseitige magnetische Zugkräfte in Drehfelmaschinen. *ETZ-A*, Bd.83,H.9, p. 299-303, 1962.
- [19] FROHNE, H. Über den einseitigen magnetischen Zug in Drehfelmaschinen. *Archiv für Elektrotechnik*, p. 300-308, 1968.
- [20] TOLİYAT, H. A.; AREFEEN, M.S.; PARLOS, A. G., A Method for Dynamic Simulation and Detection of Air-Gap Eccentricity in Induction Machines. *IEEE*, 1995, p. 629-636.
- [21] NANDI, S.; BHARADWAJ, R.; TOLİYAT, H. A.; PARLOS, A. G. A Performance Analysis of a Three Phase Induction Motor Under Mixed Eccentricity Condition. *International Conference on Power Electronic Drives and Energy Systems for Industrial Growth*, 1998. *Proceedings*, Volume 1, 1-3 Dec. 1998 Pages:123–128.
- [22] NANDI, S.; TOLİYAT, H. A.; Detection of Rotor Slot and Other Eccentricity related Harmonics in a three-phase Induction Motor with Different Rotor Cages.
- [23] DORREL, D. G. Modelling of Non-Uniform Rotor Eccentricity and Calculation of Unbalanced Magnetic Pull in Three-Phase Induction Motors, *ICEM 2000*, Finland, p.1820-1824, Aug. 2000.
- [24] DORREL, D. G. Calculation of unbalanced magnetic pull in small cage induction motors with skewed rotors and dynamic rotor eccentricity. *IEEE Transactions on Energy Conversion*, v. 11, No. 3, p.483–488, Sep. 1996.
- [25] NAU, S. L., BECK, R. and SADOWSKI, N. Influence of the rotor eccentricity on the magnetic noise and vibration of three-phase induction motors. *INDUSCON 2004*, Joinville, SC, Brazil.

- [26] NAU, S. L., BECK, R. and SADOWSKI, N. The influence of the eccentricity on the magnetic noise of three-phase induction motors: an experimental approach. ICEM 2004, Cracow, Poland.
- [27] NAU, S. L., BECK, R., DOS SANTOS, H. L. V., CARLSON, R. and SADOWSKI, N. Ruído acústico de origem magnética de motores elétricos de indução devido à excentricidade do rotor. INDUSCON 2006, Recife, PE, Brasil.
- [28] NAU, S. L., CARLSON, R. and SADOWSKI, N. Ruído acústico de origem magnética em motores elétricos de indução. INDUSCON 2006, Recife, PE, Brasil.
- [29] NAU, S. L., BORK, B. C., BECK, R., CARLSON, R. and SADOWSKI, N. A influência da carcaça e do enrolamento nas frequências naturais do estator de motor de indução. INDUSCON 2006, Recife, PE, Brasil.
- [30] NAU, S. L., BECK, R., DOS SANTOS, H. L. V., CARLSON, R. and SADOWSKI, N. The increase of the magnetic noise of induction motors due to the low order excitation modes generated by the rotor eccentricity. ICEM 2006, Chania, Greece.
- [31] NAU, S. L., BORK, B. C., BECK, R., CARLSON, R. and SADOWSKI, N. The influence of the frame and windings on the natural frequencies of stator of induction motors. ICEM2006, Chania, Greece.
- [32] SCHLENSOK, Christoph, HENNEBERGER, Gerhard. Comparison of static, dynamic and static-dynamic eccentricity in induction machines with squirrel-cage rotors using 2D-transient FEM. COMPEL. Vol. 23 No. 4, 2004 pp.1070-1079
- [33] MALITI, K. C. Modelling and Analysis of Magnetic Noise in Squirrel-Cage Induction Motors, Doctoral Dissertation, Royal Institute of Technology, Department of Power Engineering, Electrical Machines and Power Electronics, Stockholm, 2000.
- [34] SEINSCH, H. O. Origin of the unbalanced magnetic pull, Mini-curso ministrado na WEG durante a 5ª Reunião do Comitê Científico e Tecnológico da WEG. Março, 2002, Jaraguá do Sul, Brazil.
- [35] BONNETT, A. H., SOUKUP, G. C. Cause and Analysis of Stator and Rotor Failures in Three-Phase Squirrel-Cage Induction Motors, IEEE Transactions on Industry Applications, vol.28, No.4, July/August 1992, pp. 921-937.
- [36] SEINSCH, Hans Otto. Oberfelderscheinungen in Drehfeldmaschinen. Stuttgart: B.G. Teubner, 1992.
- [37] TAEGEN, Frank. Die Bedeutung der Läuferfritzsche für die Theorie der Asynchronmaschine mit Käfigläufer. Archiv für Elektrotechnik, 1964, p. 373-386.
- [38] NAU, S. L. Acoustic Noise of Induction Electric Motors: Causes and Solutions. 2nd International Seminar on Vibrations and Acoustic Noise of Electric Machinery, pp. 173-178, 1-3 June, 2000, Lodz, Poland.

- [39] STRAUSS, Thomas. Berechnung des Geräuschpegels von Drehfelmaschinen. Hannover, Alemanha, 1987. Studienarbeit, Institut für Elektrische Maschinen und Antriebe, Universität Hannover.
- [40] GIRGIS R.S.; VERMA, S. P. Resonant frequencies and vibration behaviour of stators of electrical machines as affected by teeth, windings, frame and laminations. IEEE Proceedings. p.1446-1455, 1979.
- [41] GIRGIS, R.S.; VERMA, S. P. Method for accurate determination of resonant frequencies and vibration behaviour of stators of electrical machines. IEE Proceedings, v. 128, Pt. B. No. 1, p.1-11, 1981.
- [42] GIRGIS, R.S.; VERMA, S. P. Experimental verification of resonant frequencies and vibration behaviour of stators of electrical machines Part 1 – Models, experimental procedures and apparatus. IEE Proceedings, v. 128, Pt. B. No. 1, p.12-21, 1981.
- [43] GIRGIS, R.S.; VERMA, S. P. Experimental verification of resonant frequencies and vibration behaviour of stators of electrical machines Part 2 – Experimental investigation and results. IEE Proceedings, v.128, Pt. B. No. 1, p.22-32, 1981.
- [44] COUTURIER, C.; CASSORET, B.; WITCZAKI. P. About the definition of statoric rings resonance frequencies of a.c. machines. . In: INTERNATIONAL SEMINAR ON VIBRATIONS AND ACOUSTIC NOISE OF ELECTRIC MACHINERY (1998; Bethune, France). Proceedings. Bethune, 1998. p. 159-163.
- [45] WITCZAKI, P.; KUBIAK, W.; CASSORET, B. Structural Modelling of Induction Motors. In: INTERNATIONAL SEMINAR ON VIBRATIONS AND ACOUSTIC NOISE OF ELECTRIC MACHINERY (1998; Bethune, France). Proceedings. Bethune, 1998. p.105–109.
- [46] TENHUNEN, Asmo. Electromagnetic forces in cage induction motors with rotor eccentricity. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2003, p. 1616-1622.
- [47] COCHRAN, Paul L. Polyphase Induction Motors: Analysis, Design and Application. New York: Marcel Dekker, Inc., 1989.
- [48] KOSTENKO, M. PIOTROVSKI, L. Máquinas Eléctricas. Volume II. Porto: Lopes da Silva Editora, 1979.
- [49] ALGER, Philip L. Induction Machines: Their Behavior and Uses. Second Edition. New York: Gordon and Breach Science Publishers, 1970.

BIBLIOGRAFIA

- [1] GERGES, Samir N. Y. Ruído: Fundamentos e Controle. Primeira Edição. Florianópolis: Editora da UFSC, 1992.
- [2] FROHNE, H. Über die primären Bestimmungsgrößen der Lautstärke bei Asynchronmaschinen. Alemanha, 1959. Doktor-Ingenieur Dissertation - Institut für elektrische Maschinen – Technische Hochschule Hannover.
- [3] ÜNER, Z. Über die Ermittlung der Lautstärke des magnetischen Lärms von Drehstromasynchron-motoren mit Käfigläufern. Alemanha, 1964. Doktor-Ingenieur Dissertation - Institut für elektrische Maschinen – Technische Hochschule Hannover.
- [4] NANDI, S.; TOLİYAT, H. A. Condition Monitoring and Fault Diagnosis of Electrical Machines – A Review, IEMDC 1999, Seattle.
- [5] ROBINSON, R.C. Line-Frequency Magnetic Vibration of AC Machines, 1963
- [6] WITCZAKI, P.; KUBIAK, W.; MLOTKOWSKI, A. et al. Calculations of Local Magnetic Forces in Electric Machinery. In: INTERNATIONAL SEMINAR ON VIBRATIONS AND ACOUSTIC NOISE OF ELECTRIC MACHINERY (1998 ; Bethune, France). Proceedings. Bethune, 1998. p.57– 61.
- [7] ALMEIDA, Márcio Tadeu de. Vibrações mecânicas para engenheiros. Primeira Edição. São Paulo: Editora Edgard Blücher Ltda, 1987.
- [8] HARRIS, Cyril M. Handbook of Noise Control. Second Edition. McGraw-Hill, 1979.
- [9] GERLACH, R. Erregung von magnetischen Geräuschen in Synchron – und Asynchronmaschinen. In: CONGRESSO DA VDE SOBRE VIBRAÇÕES E RUÍDOS DE MÁQUINAS ELÉTRICAS (1969: Aachen, Alemanha).
- [10] YANG, S.J. Low-Noise Electrical Motors. Clarendon Press, Oxford, 1981.
- [11] McCLAY, C. I.; WILLIAMSON, S. The influence of rotor skew on cage motor losses. In: EMD97 (1997 : Cambridge, Inglaterra). IEE Conference Publication No. 444. Cambridge, 1997. p.263-267.
- [12] CRAGGS, Jack L. Specifying and Measuring the noise level of Electric Motors in Operation. IEEE Transactions on Industry Applications, v.29, Nº 3, p. 611 - 615. May-Jun 1993.
- [13] KAKO, F. et al. Experimental study on magnetic noise of large induction motor. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, v. PAS-102, Nº8, Aug. 1983.
- [14] GIERAS, Jacek F., WANG, Chong, LAI, Joseph Cho. Noise of Polyphase Electric Motors. CRC Press, Taylor & Francis Group, Boca Raton, FL, 372 páginas, 2006.

- [15] DORRELL, David George. Calculation of Unbalanced magnetic Pull in Cage Induction Machines. Dissertation for the Degree of Doctor of Philosophy. University of Cambridge, May 1993.

ANEXO A - DISPOSITIVO PARA VARIAÇÃO DO ENTREFERRO

O equipamento mostrado na Figura A.1 é um motor de indução trifásico sem carcaça com tampas e mancais especiais projetados de modo a permitir o deslocamento vertical do rotor, que é realizado girando-se suavemente dois parafusos localizados cada um deles em uma tampa. Depois que o rotor está na posição desejada, outros parafusos são utilizados para prender o rotor e mantê-lo nesta posição. O motor foi construído sem carcaça para evitar a influência dela sobre o ruído e a vibração de origem magnética, porque o modelo usado para calcular as frequências naturais do estator não considera a influência da carcaça. Existem ainda quatro olhais para manter o motor suspenso através de amortecedores de vibração durante o teste. Este procedimento é útil para evitar a influência da base sobre as frequências naturais do motor e restringir a transmissão de vibrações da base para o motor.

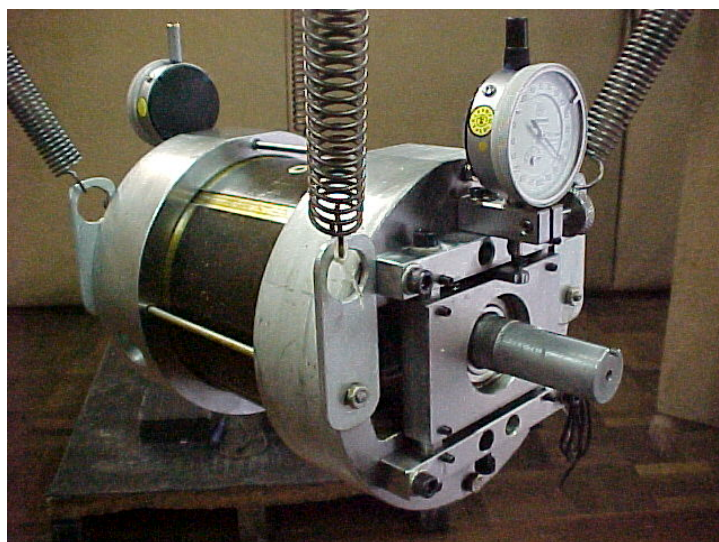


Figura A.1 - Motor especial com controle individual da excentricidade nas tampas traseira e dianteira.

A.1 Descrição do dispositivo

O dispositivo para variação do entreferro tem por objetivo permitir a realização de experiências para validar o estudo sobre a influência da excentricidade no ruído magnético dos motores elétricos. Ele foi concebido a partir da especificação eletromecânica de um motor de indução trifásico WEG. Portanto, é um motor elétrico, mas sem carcaça e com

tampas e mancais especiais, construídos de forma a permitir um deslocamento vertical relativo entre rotor e estator.

A Figura A.2 mostra o mecanismo de deslocamento dos rolamentos, colocado em cada uma das tampas do motor. O parafuso maior na parte inferior, ao ser acionado, empurra ou puxa o mancal, de acordo com a necessidade. O posicionamento do deslocamento se dá através das colunas guias, que garantem o deslocamento vertical sem desvios laterais. Uma vez atingida a posição desejada, os mancais são mantidos fixos nesta posição através do aperto dos quatro parafusos de fixação de cada mancal.

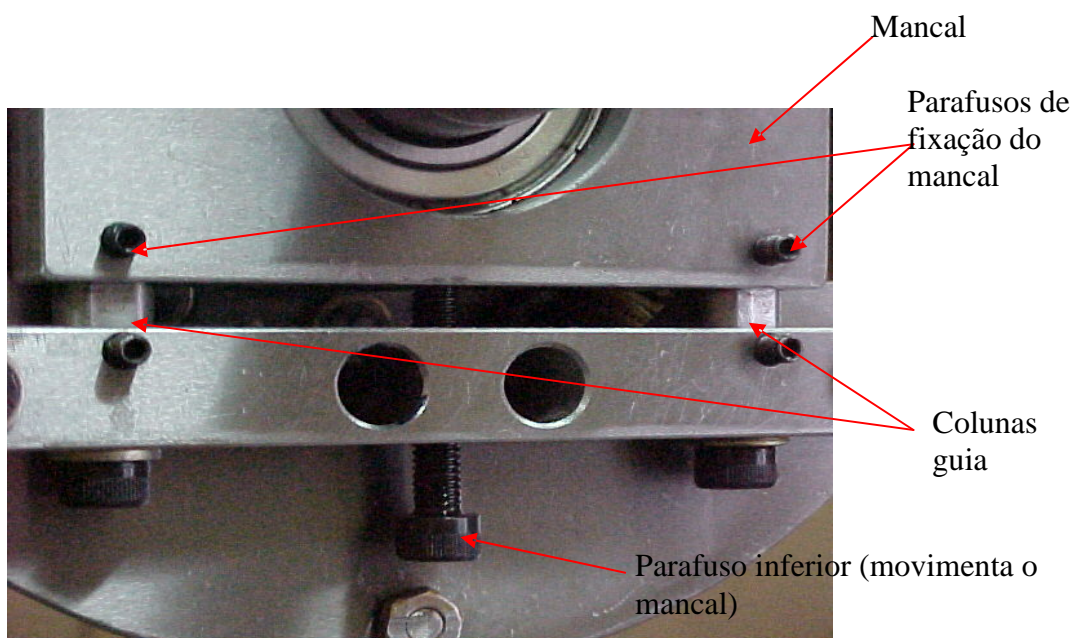


Figura A.2 – Mecanismo para deslocamento individual dos rolamentos

Conforme pode ser visto na Figura A.3, as tampas são encaixadas no pacote de chapas através de encaixes usinados e unidas por intermédio de quatro hastes, que promovem uma compressão axial do pacote, formando um conjunto rígido onde a superfície do pacote fica exposta à medição de vibração. Além de dois olhais para suspensão do dispositivo durante os ensaios, duas peças suporte são fixadas em cada tampa e dão o apoio necessário às duas colunas guia, por sobre as quais irá correr o mancal; ao parafuso, posicionado inferiormente ao mancal e responsável pelo deslocamento do mesmo; às duas molas, posicionadas na parte superior do mancal e responsáveis pela eliminação da folga do parafuso anteriormente citado; e ainda, à garra, responsável pela fixação do relógio comparador que fará a medição do deslocamento do mancal. Acoplado ao mancal fica o apoio para o apalpador do relógio comparador e ainda quatro parafusos

que, quando apertados, pressionam as colunas guia fixando o mancal no ponto desejado. Todas as peças são retificadas e esquadrejadas, promovendo uma montagem precisa.

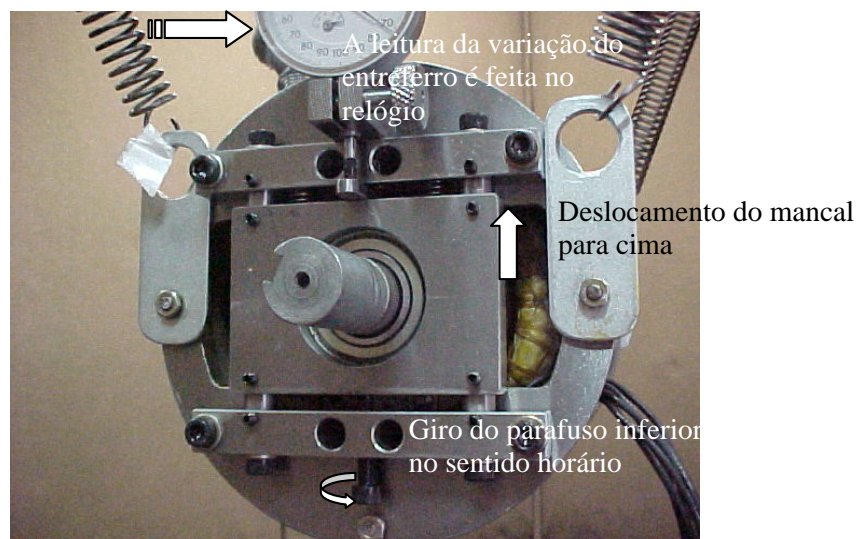


Figura A.3 – Vista frontal do dispositivo

Quando os quatro parafusos que fazem a fixação do mancal estão soltos, o mancal está livre para deslocar-se. Assim, ao girar-se o parafuso posicionado inferiormente ao mancal no sentido horário, o mancal deslocar-se-á para cima. Porém, devido ao ajuste preciso do conjunto mancal-colunas, quando este parafuso é solto, ou seja, girado no sentido anti-horário, o rotor não desce automaticamente, necessitando de um leve auxílio do operador, que deverá puxar o rotor para baixo através das pontas de eixo até a posição desejada. A Figura A.4 a seguir apresenta o detalhe da fixação do relógio comparador, responsável pela medição do deslocamento do rotor.

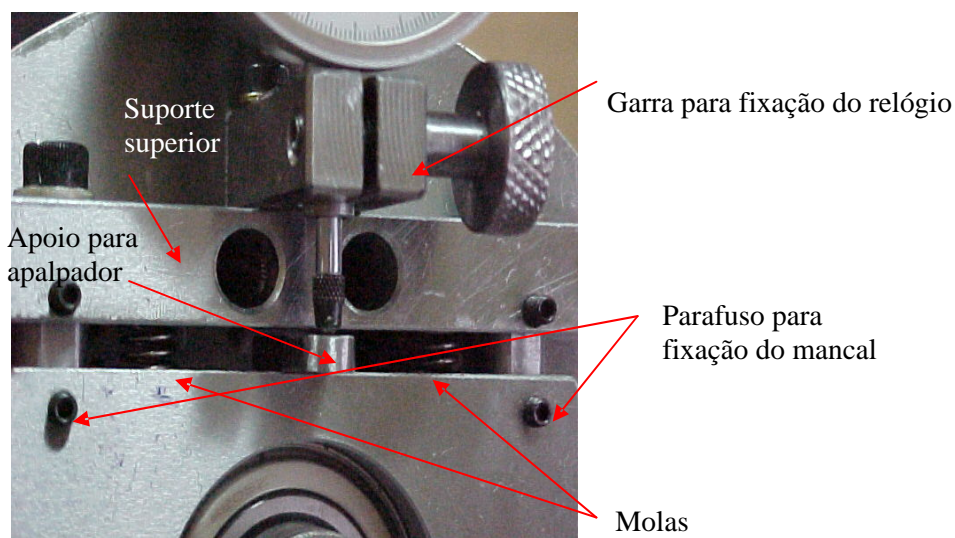


Figura A.4 – Detalhe da fixação do relógio comparador

A.2 Descrição do ensaio

Durante os ensaios, o procedimento de operação é o seguinte: com o rotor já na posição desejada, por exemplo, sem excentricidade, ou seja, o rotor concêntrico em relação ao estator, os mancais são travados pelos quatro parafusos destinados a este fim e suspenso pelas quatro molas. As molas, por sua vez, estão presas ao teto da câmara semi-reverberante. Com os relógios comparadores posicionados e zerados, aciona-se o dispositivo. Nesta posição, faz-se a medição do ruído global a um metro de distância, posicionando-se o microfone no lado esquerdo do pacote de chapas, olhando a partir da ponta de eixo. Este é, geralmente, o ponto de maior ruído. Determina-se o espectro de ruído neste ponto. Após, mede-se a vibração na região central do pacote de chapas, as correntes nos três cabos e a rotação do eixo, através do tacômetro, a fim de calcular o escorregamento.

Com o motor ainda ligado, giram-se os quatro parafusos que fazem o travamento de cada mancal no sentido anti-horário, destravando-os. Através do giro, também no sentido horário, dos parafusos posicionados inferiormente aos mancais, faz-se o deslocamento do rotor até o próximo ponto, por exemplo, dez por cento de excentricidade. A posição do rotor neste ponto é encontrada pela leitura do relógio comparador. Com o novo posicionamento encontrado, giram-se novamente os quatro parafusos de fixação de cada mancal no sentido horário, travando os mancais. O motor está pronto para nova medição. Fazem-se, novamente, as mesmas medições no mesmo ponto como anteriormente. O procedimento de deslocamento do rotor é repetido sucessivamente até a excentricidade máxima que se queira, por exemplo, noventa por cento. Este é o procedimento para o deslocamento paralelo do rotor, ou seja, para a excentricidade constante ao longo do comprimento axial do entreferro, no qual os dois mancais são movimentados igualmente. Para os deslocamentos não paralelos, ou seja, para a excentricidade variável ao longo do comprimento axial do entreferro, repete-se o procedimento, porém um dos mancais permanece imóvel.

**ANEXO B – TABELAS DOS MODOS DE EXCITAÇÃO PARA OS
MOTORES DE 2, 4, 6 E 8 PÓLOS COM OS NÚMEROS USUAIS DE
RANHURA DO ESTATOR E DO ROTOR**

Modos de excitação para $p = 1$ (2 pólos) $N_1 = 24$ $N_2 = 28$					$v_w = p(1+6g_1)$								$v_N = p + g_1 N_1$			
					g_1								g_1			
					-3	-2	-1	0	1	2	3		-2	-1	1	2
					-17	-11	-5	1	7	13	19		-47	-23	25	49
$\lambda_\varepsilon = p \pm \kappa + g_\varepsilon N_2$	$k = 1$	g_ε	-2	-54									-7			-5
				-56									-9			-7
			-1	-26	-9						-7			-3	-1	
				-28							-9			-5	-3	
			0	2		-9	-3	3	9							
				0			7	1	-5							
			1	30			-5	1	7							
				28			5	-1	-7							
			2	58												
				56												
	$k = 2$	g_ε	-2	-53									-6			-4
				-57									-10			-8
			-1	-25	-8						-6			-2	0	
				-29							-10			-6	-4	
			0	3		-8	-2	4	10							
				-1			8	2	-4	-10						
			1	31			-6	0	6							
				27	10	4	-2	-8								
			2	59												
				55												
	$k = 3$	g_ε	-2	-52									-5			-3
				-58												-9
			-1	-24	-7						-5			-1	1	
				-30										-7	-5	
			0	4		-7	-1	5	-3	-9						
				-2			9	3	-1	5						
			1	32			3	-3	-9							
				26	9		-3	-9								
			2	60												
				54									7			5

[illegible]

[illegible]

Modos de excitação para $p = 3$ (6 pólos) $N_1 = 36$ $N_2 = 33$					$v_w = p(1+6g_1)$								$v_N = p + g_1 N_1$			
					g_1								g_1			
					-3	-2	-1	0	1	2	3		-2	-1	1	2
					-51	-33	-15	3	21	39	57		-69	-33	39	75
$\lambda_\varepsilon = p \pm \kappa + g_\varepsilon N_2$	$k = 1$	g_ε	-2	-62							-5		7			
				-64							-7		5			
			-1	-29					-8	10					10	
					4								4			
			0	-31		2			-10	8				2		
				4				7								
			1					1								
				2				5								
			2					-1								
				37		4							4			
			3							-2				2	-2	
				35		2				-4				2	-4	
	$k = 2$	g_ε	-2	70								1				-5
				68								-1				-7
			-1	-61	-10						-4		8			
				-65							-8		4			10
			0	-28		5			-7					5		
				-32		1				7				1		
			1	5			-10	8								
				1				2								
			2					4								
								-2								
	$k = 3$	g_ε	-2	38		5				-1			5		-1	
				34		1				-5			1		-5	
			-1	71								2				-4
				67								-2				-8
			0	-60	-9						-3		9			
				-66							-9		3			9
			1	-27		6			-6					6		
				-33		0				6				0		6
			2	6			-9	9								
				0				3								
	$k = 4$	g_ε	-2					3								
								-3								
			-1	39		6				0			6		0	
				33		0				-6			0		-6	
			0	72								3				-3
				66								-3				-9

[illegible]

[illegible]

[illegible]

